

UNIVERZITET U BEOGRADU

MAŠINSKI FAKULTET

Srđan M. Bulatović

**ELASTO-PLASTIČNO PONAŠANJE
ZAVARENOG SPOJA OD
NISKOLEGIRANOG ČELIKA POVIŠENE
ČVRSTOĆE U USLOVIMA
NISKOCIKLIČNOG ZAMORA**

doktorska disertacija

Beograd, 2014

UNIVERSITY OF BELGRADE
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

Srdjan M. Bulatovic

**ELASTIC-PLASTIC BEHAVIOUR OF
WELDED JOINT OF HIGH STRENGTH
LOW ALLOY IN CONDITIONS OF LOW
CYCLE FATIGUE**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2014

Mentor doktorske disertacije:

dr Aleksandar Sedmak, redovni profesor
Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet

Članovi komisije za odbranu doktorske disertacije:

dr Ljubica Milović (komentor), vanredni profesor
Univerzitet u Beogradu, Tehnološko-metalurški fakultet

dr Radica Prokić-Cvetković, redovni profesor
Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet

dr Zoran Radaković, vanredni profesor
Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet

dr Zijah Burzić, naučni savetnik
Vojno-tehnički institut Beograd

Datum odbrane:

Predgovor

Ovaj rad je nastao nakon višegodišnjeg istraživanja na Mašinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu odnosno na projektima finansiranim od strane Ministarstva za prosvetu i nauku Republike Srbije. Projekat je nosio naziv „Integritet opreme pod pritiskom pri istovremenom delovanju zamarajućeg opterećenja i temperature“, finansiran od strane Ministarstva prosvete, nauke i tehnološkog razvoja Republike Srbije pod evidencionim brojem TR 35011.

Pre svega, zahvaljujem se Prof. dr Aleksandru Sedmaku, mom mentoru, na nesebičnom zalaganju, podršci, korisnim savetima i primedbama koji su vešto usmeravali moj naučni rad i uticali na kvalitet ove disertacije. Takođe, podjednako se zahvaljujem dr Ljubici Milović, mom komentoru, inače vanrednom profesoru na Tehnološko-metalurškom fakultetu u Beogradu, koji me je "vodio" kroz ceo eksperimentalni deo ove disertacije i pomagao mi u izradi iste.

Veliku zahvalnost za stručnu pomoć dugujem dr Zijahu Burziću, naučnom savetniku i načelniku odseka na Vojno-tehničkom Institutu u Beogradu, gde sam radio svoja eksperimentalna istraživanja i gde sam uz gospodina Burzića stekao nova znanja iz oblasti ove disertacije. Kolegijalno se zahvaljujem mr Vujadinu Aleksiću, sa Instituta za ispitivanje materijala iz Beograda, sa kojim sam nesebično sarađivao na proučavanju pojave niskocikličnog zamora materijala.

Zahvaljujem se svojoj najbližoj porodici na velikoj podršci u toku ovih nekoliko godina pohađanja doktorskih studija.

Beograd, oktobra, 2014.

Autor:
Srđan M. Bulatović

Sadržaj

POGLAVLJE 1	1
1. UVOD	1
POGLAVLJE 2	3
2. SVOJSTVA NISKOLEGIRANIH ČELIKA POVIŠENE ČVRSTOĆE	3
2.1. Opšte napomene o niskolegiranim čelicima povišene čvrstoće.....	3
2.2. Zavarljivost HSLA čelika.....	4
2.3. Udarna žilavost.....	6
POGLAVLJE 3	12
3. PONAŠANJE MATERIJALA PRI PROMENLJIVOM OPTEREĆENJU	12
3.1. Pojava zamora materijala i napredovanje zamorne prsline.....	13
3.2. Eksperimentalni pristup u rešavanju problema zamornog loma.....	17
3.3. Uticaj heterogenosti strukture i mehaničkih svojstava zavarenih spojeva na razvoj zamorne prsline.....	19
3.4. Zamor zavarenih spojeva.....	24
POGLAVLJE 4	26
4. PROUČAVANJE NISKOCIKLIČNOG ZAMORA	26
4.1. Ponašanje materijala pri niskocikličnom zamoru.....	27
4.2. Poređenje ciklične naponsko-deformacione krive sa monotonom naponsko- deformacionom krivom u cilju ocene ponašanja materijala.....	31
4.3. Kriva deformacija-vek i predviđanje veka konstrukcija izloženih niskocikličnom zamor.....	35
4.4. Projektovanje konstrukcija u odnosu na zamarajuće opterećenje.....	39
4.5. Naponsko-deformacioni odziv u oblasti lokalnih plastičnih deformacija.....	41
4.6. Akumulacija oštećenja pri niskocikličnom zamoru.....	48

POGLAVLJE 5	52
5. MEHANIKA LOMA ZAVARENIH SPOJEVA	52
5.1. Osvrt na parametre elasto-plastične mehanike loma sa akcentom na <i>J</i> -integral.....	53
5.1.1. Primena <i>J</i> -integrala na početak rasta prsline zavarenih spojeva.....	61
5.1.2. Postupak dobijanja J-R krivih sa ciljem određivanja kritične vrednosti <i>J</i> -integrala.....	63
5.1.3. Primena <i>J</i> -integrala na analizu rasta prsline zavarenih spojeva.....	68
5.2. Primena parametara mehanike loma za ocenu rasta zamorne prsline za karakteristične oblasti zavarenog spoja.....	70
 POGLAVLJE 6	 75
6. EKSPERIMENTALNI DEO	75
6.1. Cilj eksperimenta.....	75
6.2. Plan ispitivanja.....	77
6.3. Postupak zavarivanja i izrada epruveta za eksperiment.....	78
6.4. Merenje tvrdoće po Vickersu.....	82
6.5. Zatezna svojstva zavarenog spoja NN-70.....	83
6.6. Udarne ispitivanja.....	84
6.7. Ispitivanje ponašanja zavarenog spoja NN-70 pri niskocikličnom zamoru.....	95
6.8. Eksperimentalno određivanje J_{Ic}	114
6.9. Ispitivanje brzine rasta zamorne prsline.....	122
 POGLAVLJE 7	 125
7. ANALIZA REZULTATA	125
7.1. Analize tvrdoće kroz zavareni spoj i analiza zateznih svojstava.....	125
7.2. Analiza rezultata udarnih ispitivanja.....	125
7.3. Analiza rezultata ispitivanja na niskociklični zamor.....	127
7.4. Analiza rezultata određivanja J_{Ic}	129
7.5. Analiza rezultata određivanja brzine rasta zamorne prsline.....	129
 POGLAVLJE 8	 131
8. ZAKLJUČAK	131

LITERATURA	133
PRILOZI	144
Prilog 1-dijagrami sila-vreme i energija-vreme udarnih ispitivanja.....	144
Prilog 2-krive ekstremnih vrednosti napona i stabilizovane histereze.....	151
Prilog 3-dijagrami $F-\delta$ i $J-\Delta a$	157
BIOGRAFIJA I IZJAVE	161

Elasto-plastično ponašanje zavarenog spoja od niskolegiranog čelika povišene čvrstoće u uslovima niskocikličnog zamora

APSTRAKT

Ova doktorska disertacija se bavi proučavanjem ponašanja zavarenog spoja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće NIONIKRAL 70 usled dejstva niskocikličnog zamora. Kako su u praksi zamarajuća oštećenja veoma zastupljena, akcenat na prslinama je od velikog značaja. Stoga, najveći deo ovog istraživanja je posvećen ispitivanju otpornosti na niskociklični zamor čelika Nionikral 70. Važna činjenica je postojanje značajne plastične deformacije u petlji histerezisa iz koje su konstruisane ciklično naponsko-deformaciona kriva i kriva deformacija-vek. Pomoću ove dve krive su izračunate ciklične karakteristike za ocenu ponašanja materijala i parametri niskocikličnog zamora za proračun zamornog veka.

Zbog sticanja šire slike o nastajanju i razvoju zamornih prslina u zavarenom spoju, kao heterogenoj strukturi zbog svoje geometrijske nesavršenosti usled zavarivanja, urađena su ispitivanja pomoću elasto-plastične mehanike loma. Univerzalni parametar J -integral i njegova kritična vrednost J_{Ic} su primenjeni za proračun otpornosti ka stvaranju prsline. Takođe, parametri mehanike loma su upotrebljeni za ocenu rasta zamorne prsline karakterističnih zona zavarenog spoja u vidu Parisove relacije koristeći vezu brzine rasta prsline sa opsegom faktora intenziteta napona na vrhu prsline.

Razlike u svojstvima karakterističnih zona zavarenog spoja su uočene i kod udarnih ispitivanja što je i dokazano vrednostima žilavosti na različitim temperaturama odnosno vrednostima prelazne temperature krtosti.

Ključne reči: niskolegirani čelici povišene čvrstoće, niskociklični zamor, stabilizovana histereza, zamorna prsline, elasto-plastična mehanika loma

Naučna oblast: Mašinstvo

Uža naučna oblast: Mašinski materijali-Zavarivanje materijala

UDK broj: 669.15:621.791.05:620.179.2(043.3)

Elastic-plastic behaviour of welded joint of high strength low alloy in conditions of low cycle fatigue

ABSTRACT

This doctoral dissertation studies the behaviour of the welded joint of high strength low-alloy steel NIONIKRAL 70 due to the effects of low cycle fatigue. In practice, fatigue damages are very present, that's why the focus is on the cracks is of great importance. Therefore, most of this research is dedicated to examining the resistance of steel NIONIKRAL 70 to low cycle fatigue. An important fact is the existence of significant plastic strain in the hysteresis loop from which are constructed cyclic stress-strain curve and the fatigue life curve. Using these two curves were calculated cyclic properties for evaluating material behaviour and low cycle fatigue parameters for the calculation of fatigue life.

Due to a wider perspective on the initiation and development of fatigue cracks in welded joints, as heterogeneous structure because of its geometric imperfections due to welding, tests were performed using the elastic-plastic fracture mechanics. Universal parameter J -integral and its critical value J_{Ic} were applied to calculate the resistance to crack initiation. Also, the fracture mechanics parameters were used for the evaluation of the fatigue crack growth for characteristic zones of the welded joints in the form of the Paris equation using relationship of crack growth rate with stress intensity factor range at the crack tip.

Differences in the properties of characteristic zones of the welded joint were observed in impact tests as evidenced by the values of toughness at different temperatures and the values of the nil-ductility transition temperature.

Key words: HSLA steels, low cycle fatigue, stabilized hysteresis loop, fatigue crack, elastic-plastic fracture mechanics

Scientific discipline: Mechanical engineering

Scientific subdiscipline: Mechanical materials-welding materials

UDC number: 669.15:621.791.05:620.179.2(043.3)

Spisak korišćenih oznaka u radu

a	dužina prsline, mm
a_0	dužina mašinskog zareza, mm
a_z	dužina zamorne prsline, mm
a_{zr}	srednja vrednost zamorne prsline, mm
Δa	priraštaj dužine prsline, mm
Δa_B	prividno povećanje prsline, mm
Δa_{max}	maksimalna vrednost priraštaja dužine prsline, mm
$A_{pl(i)}$	plastična komponenta energije, J
A_5	izduženje epruvete, %
b	eksponent zamorne čvrstoće
B	debljine epruvete (uzorka), mm
B_N	debljine epruvete bez zareza, mm
$b_{(i-1)}$	preostala dužina ligamenta (i-1), mm
b	početni ligament, mm
c	eksponent zamorne duktilnosti
C_i	nagib posmatrane linije duktilnosti
$C_{(i-1)}$	nagib prethodne linije duktilnosti
C	koeficijent u Parisovoj relaciji
da/dN	brzina rasta zamorne prsline, m/ciklus
D	akumulisano oštećenje
D_i	jednostepeni spektar napona/deformacije
D_s	ukupan stepen oštećenja po svim stepenicama
E	modul elastičnosti, GPa
E_{uk}	ukupna energija udara, J
E_i	energija stvaranja prsline, J
E_p	energija širenja prsline, J
F	frekvencija, Hz
F	sila, kN
F_M	maksimalna sila na krivoj sila-vreme, kN

F_F	sila početka nestabilnog rasta prsline, kN
F_A	sila pri kojoj se zaustavlja brzi rast prsline, kN
F_{GY}	dinamička sila čvrstoće popuštanja, kN
G	sila razvoja prsline, kN
I_n	integraciona konstanta koja zavisi od n
J_{Ic}	kritična vrednost J -integrala, kJ/m ²
J_{el}	elastična komponenta J -integrala, kJ/m ²
J_{pl}	plastična komponenta J -integrala, kJ/m ²
K	koeficijent monotone čvrstoće
K'	koeficijent ciklične čvrstoće
K_t	teorijski faktor koncentracije
K_σ	faktor koncentracije napona
K_ϵ	faktor koncentracije deformacije
k	koeficijent linearnosti
K_{Ic}	kritična vrednost faktora intenziteta napona, MPa m ^{1/2}
ΔK	opseg faktora intenziteta napona, MPa m ^{1/2}
ΔK_{th}	prag zamora, MPa m ^{1/2}
L_o	merna dužina epruvete, mm
L	raspon oslonaca, mm
Δl	apsolutno izduženje/suženje merne dužine, mm
m	eksponent u Parisovoj relaciji
N	broj ciklusa opterećenja do konačnog loma
N_f	broj ciklusa do iniciranja prsline
N_s	broj ciklusa u oblasti stabilizacije
N_i	broj ciklusa deformacije do kritične pojave loma
N_u	ukupan broj ciklusa
N_i	broj ciklusa potrebnih za nastanak zamorne prsline
N_p	broj ciklusa potrebnih za porast prsline do kritične veličine za lom
n	eksponent monotonog deformacionog ojačanja
n'	eksponent cikličnog deformacionog ojačanja
n_i	jedinična normala u jednačini konturnog J -integrala
R	odnos napona u zavisnosti od brzine rasta zamorne prsline

R_T	napon jednak poluzbiru čvrstoće popuštanja i zatezne čvrstoće, MPa
$R_{p0,2}$	čvrstoća popuštanja, MPa
R_m	zatezna čvrstoća, MPa
R_ε	faktor asimetrije ciklusa
$r^{-1/2}$	linearno elastični singularitet
S	raspon oslonaca, mm
T	temperatura ispitivanja, °C
T	period, s
t	vreme, s
T_i	sila zatezanja na konturi u formuli po Rajsu za J -integral, kN
U	deformaciona energija, J
u_i	pomeranje u formuli po Rajsu za J -integral, mm
W	širina epruvete, mm i gustina energije deformisanja, Jm^{-2}
z	broj spektra opterećenja
Z	suženje poprečnog preseka nakon loma, %
α	bezdimeziona konstanta
δ	otvaranje vrha prsline, mm
ε	deformacija, %
ε_e	elastična deformacija, %
ε_p	plastična deformacija, %
$\Delta\varepsilon$	raspon ukupne deformacije, %
$\Delta\varepsilon_e$	raspon elastične deformacije, %
$\Delta\varepsilon_p$	raspon plastične deformacije, %
$\Delta\varepsilon/2$	amplituda deformacije, %
$\Delta\varepsilon_e/2$	amplituda elastične deformacije, %
$\Delta\varepsilon_p/2$	amplituda plastične deformacije, %
ε_f'	koeficijent zamorne duktilnosti
ε_n	nominalna deformacija, %
ε_{lok}	lokalni naponsko-deformacioni odnos
ξ	geometrijski faktor u slučaju prsline u MŠ
Π	potencijalna energija tela sa prslinom, J
σ	napon, MPa

σ_{sr}	srednji (statički) napon, MPa
σ_{max}	maksimalni gornji napon, MPa
σ_{min}	minimalni donji napon, MPa
$\Delta\sigma$	raspon ukupnog napona, MPa
$\Delta\sigma/2, \sigma_a$	amplituda (poluraspon) napona, MPa
σ'_f	koeficijent zamorne čvrstoće
σ_n	nominalni napon, MPa
ψ	geometrijski faktor u slučaju prsline u MŠ
ν	Poasonov koeficijent

Poglavlje 1

UVOD

Oštećenja konstrukcija, izazvana zamorom materijala, predstavljaju 50 do 90 % svih oštećenja konstrukcija u eksploataciji. Uticaj zamarajućih oštećenja je očigledan, posebno kada se zna da veliki broj ovakvih oštećenja dovodi do katastrofalnih posledica. Zbog toga se proučavanju zamornih lomova i uslova u kojima dolazi do pojave i rasta zamornih prslina posvećuju obimna istraživanja.

Kako se u svakodnevnoj eksploataciji sreću dva tipa zamora materijala, visokociklični i niskociklični zamor, u ovom radu se proučava niskociklični zamor (NCZ). U slučaju NCZ, vrednosti promenljivog opterećenja prekoračuju granicu popuštanja oko vrha prsline odnosno počinje da se stvara plastično deformisana zona, tako da na kraju konačni lom nastupa već nakon relativno niskog broja ciklusa opterećenja. Dakle, važna činjenica kod NCZ je postojanje značajne plastične deformacije u petlji histerezisa. Sa aspekta proračuna ponašanja materijala usled dejstva NCZ, pomoću petlje histerezisa se mogu dobiti dve važne relacije, ciklično naponsko-deformaciona kriva (definiše ciklične karakteristike za ocenu ponašanja) i kriva deformacija-vek (definiše parametre NCZ).

Ovaj rad je eksperimentalno usmeren na proučavanje ponašanja zavarenog spoja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće Nionikral 70 (NN-70) usled dejstva NCZ, koji je veoma zastupljen kod konstrukcija izrađenih zavarivanjem. Zahtevi ekonomične potrošnje energije i sirovina, u poslednje vreme, proizvođače čelika upućuju na proizvodnju zavarljivih čelika povišene čvrstoće, a projektante i konstruktore na njihovu sve veću primenu u zavarenim konstrukcijama.

Zavareni spoj, kao primer heterogene strukture, obuhvata osnovni metal (OM), metal šava (MŠ) i zonu pod uticajem toplote (ZUT). Geometrijski oblik i nesavršenost zavarenog spoja usled procesa zavarivanja, su izvori koncentracije napona i zastupljenosti zamornih prslina i drugih grešaka što na kraju dovodi do loma materijala.

Samim tim, usled heterogenosti konstituenata zavarenog spoja, veliku razliku između njih donose i udarna ispitivanja a sve u cilju ispitivanja čelika na žilavost usled različitih uslova eksploatacije a pre svega različite temperature. Veoma je važno definisati temperaturu, pri kojoj materijal prelazi iz žilavog u krto stanje.

Ispitivanje ponašanja zamornih prslina ima veliki značaj jer je gotovo nemoguće tehnički izraditi zavareni spoj bez prisustva prslina i drugih grešaka. Nehomogenost mikrostrukture je posebno izražena u ZUT, u području stapanja sa metalom šava. Generalno, zbog svega navedenog, kada je u pitanju zavareni spoj, proučavanje zamornog ponašanja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće NN-70 mora da obuhvati znatno veći broj parametara zbog što bolje ocene različitog ponašanja konstituenata zavarenog spoja usled promenljivog opterećenja.

Nastajanjem i razvojem zamornih prslina se takođe bavi mehanika loma jer je u zavarenom spoju NN-70 gotovo neizbežno prisustvo istih. Stoga, potiče veliki interes da se pomoću parametara mehanike loma, u ovom slučaju J -integrala (kao parametra elasto-plastične mehanike loma), omogući što kvalitetnija analiza zamornih prslina. Kombinacijom teoretske i eksperimentalne analize definisani su kvalitetni laboratorijski postupci za opisivanje univerzalnog parametra mehanike loma J -integrala i njegove kritične vrednosti J_{Ic} (otpornost prema stvaranju prslina) koji su predstavljeni u ovom radu.

U okviru ovog ispitivanja, uz proračun J -integrala, radi što verodostojnije analize rasta prslina pri promenljivom opterećenju, upotrebljena je Parisova relacija na vrhu rastuće zamorne prrsline. Parisova relacija dovodi u vezu brzinu rasta zamorne prrsline, da/dN sa opsegom faktora intenziteta napona na vrhu prrsline, ΔK . Rast zamorne prrsline je plastičan proces, tako da su i plastične deformacije oko vrha prrsline pri promenljivom opterećenju zavisne od ΔK .

Na kraju, sumirajući sve pomenuto, ovaj rad predstavlja prilog proučavanju elasto-plastičnog ponašanja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće NN-70 u uslovima NCZ. Uz proračun ispitivanja otpornosti na NCZ, značajan deo rada je baziran na svojstvima zavarenog spoja NN-70 sa akcentom na udarnu žilavost na različitim temperaturama, kao i proračunu parametara elasto-plastične mehanike loma i njihovoj primeni za ocenu rasta zamorne prrsline za karakteristične oblasti zavarenog spoja.

Poglavlje 2

SVOJSTVA NISKOLEGIRANIH ČELIKA POVIŠENE ČVRSTOĆE

Zahtevi ekonomične potrošnje energije i sirovina upućuju proizvođače čelika na proizvodnju zavarljivih čelika povišene čvrstoće, a projektante i konstruktore na njihovu primenu u zavarenim konstrukcijama. Primena niskolegiranih čelika povišene čvrstoće (HSLA) u metalnim konstrukcijama je sve zastupljenija pre svega zbog njihovog svojstva oblikovanja gde zavarljivost ima poseban značaj. Stoga se vremenom razvio čitav niz postupaka ispitivanja kojima je cilj da se svojstva zavarenog spoja pomenutih materijala što bolje upoznaju i tako što racionalnije iskoriste.

2.1. Opšte napomene o niskolegiranim čelicima povišene čvrstoće

Kako i svi materijali, tako i niskolegirani čelici povišene čvrstoće imaju svoju primenu u savremenim konstrukcijama, uz celokupno prisustvo svih prednosti i mana, pre svega zbog svoje specifičnosti u različitim uslovima opterećenja.

Prednosti niskolegiranih čelika povišene čvrstoće u odnosu na ostale konstrukcijske čelike su:

- smanjena masa konstrukcije,
- povećana nosivost,
- povećan vek trajanja konstrukcije i
- manji troškovi izrade to jest ekonomičnija proizvodnja.

Pomenuti čelici svoju veliku primenu nalaze u brodogradnji, posudama pod pritiskom, transportnim sredstvima, nuklearnim postrojenjima i nosećim čeličnim konstrukcijama [1].

Zbog svoje cene i nivoa proizvodne tehnologije uz nizak sadržaj ugljenika (od 0,1 do 0,3 %), imaju i nizak sadržaj sumpora, fosfora i drugih primesa, a odlikuju se i povećanom čistoćom u odnosu na gasove i nemetalne uključke [2]. Važno je pomenuti da

zbirni sadržaj svi legirajućih elemenata ne prelazi 5 %. Osnovni legirajući elementi koji se dodaju niskolegiranim čelicima povišene čvrstoće su: hrom, mangan, silicijum, nikl, molibden i vanadijum [3].

U zavisnosti od vrste čelika, uticaj legirajućih elemenata se određuje njihovim dejstvom na ojačanje ferita, količinu i disperznost karbidne faze, prokaljivost i druge faktore.

Veoma zadovoljavajući nivo plastičnosti i žilavosti se postižu kaljenjem i otpuštanjem, posle odgovarajuće termičke obrade.

Uslovno rečeno, značajan uticaj na svojstva legiranih čelika (znači i niskolegiranih čelika povišene čvrstoće) ima hemijski sastav, obzirom da se može reći da su ostali uticajni faktori na svojstva čelika u neposrednoj vezi ili su posledica hemijskog sastava [1].

Kod konstrukcija, izgrađenih od niskolegiranih čelika povišene čvrstoće, jedan od najčešće primenjivanih postupaka oblikovanja je spajanje zavarivanjem [3]. Pomenuti čelici, namenjeni za izgradnju zavarenih konstrukcija pored povišene čvrstoće, treba da imaju dobru plastičnost, dovoljnu udarnu žilavost, visoku otpornost prema krtom lomu, zadovoljavajuću obradljivost, dobru zavarljivost i da su proizvedeni ekonomičnim postupkom.

2.2. Zavarljivost HSLA čelika

Kada se govori o legiranju i termomehaničkoj obradi ovih čelika mora da se napomene da nisu svi niskolegirani čelici podjednako pogodni za zavarivanje. Što je čelik više legiran (uključujući i ugljenik) elementima koji obrazuju krte strukture pri zavarivanju, to je lošija zavarljivost. Karakteristična je osobina obrazovanja zakaljive strukture u ZUT, što povećava sklonost ka pojavi krtog loma [1,3].

Zbog toga se izbor čelika, od kojih se očekuje izrada sigurnih konstrukcija, ne vrši samo na osnovu pokazatelja čvrstoće OM, već se uzimaju u obzir i druga mehaničko-tehnološka svojstva kako OM tako i celog zavarenog spoja.

Spajanje zavarivanjem je vrlo čest postupak oblikovanja metalnih materijala koji ima niz prednosti u odnosu na druge postupke spajanja metala ili izrade konstrukcija.

Sve veća primena čelika povišene čvrstoće prilikom izrade savremenih konstrukcija iziskuje poseban osvrt na ocenu pogodnosti tih materijala za zavarivanje odnosno za ocenu njihove zavarljivosti [3,4].

Pojam zavarljivosti metala obuhvata sveukupnost karakteristika OM koje su određene njegovim odnosom prema promenama koje se odigravaju pri zavarivanju i sposobnosti da se uz izabrani tehnološki režim obezbedi sigurnost u eksploataciji zavarenog spoja [5]. Pored svojstava OM, zavarljivost je određena i elementima tehnološkog postupka zavarivanja (način zavarivanja, režim zavarivanja, sastav dodatnog materijala za zavarivanje, tip i karakter zaštite i dr.).

Jasno je da od vrste čelika i uslova eksploatacije zavarene konstrukcije zavisi i skup pokazatelja koji definišu zavarljivost. Što je veća čvrstoća čelika i što su složeniji uslovi eksploatacije, to je i veći broj pokazatelja zavarljivosti, pa se samim tim povećava i obim ispitivanja koja treba uraditi [1].

Obim ispitivanja, odnosno izbor metoda za ocenu zavarljivosti čelika zavisi od namene konstrukcije i svojstava osnovnog i dodatnog materijala za zavarivanje. Po pravilu, povećanje stepena legiranja i čvrstoće čelika doprinosi pogoršanju njegove zavarljivosti [6].

Uvođenjem novih postupaka zavarivanja uz napredak u tehnologiji, mnogi materijali loše zavarljivosti su prevedeni u grupu zadovoljavajuće zavarljivosti, ali ostaje činjenica da ukoliko je materijal kvalitetniji, to je i broj podataka koji ocenjuju zavarljivost veći a njihove međusobne zavisnosti složenije.

Sigurnost zavarenih spojeva u velikoj meri određuje eksploatacionu sigurnost i ekonomičnost konstrukcije. Prisustvo grešaka u zavarenim spojevima, neispunjenje traženih svojstava, oblika i homogenosti šava, kao i svojstava i heterogenosti u ZUT, može poremetiti čvrstoću i druge eksploatacijske karakteristike konstrukcije.

U uslovima izrade zavarene konstrukcije, greške nastaju dosta često. Broj grešaka je realni pokazatelj racionalnosti primenjenog tehnološkog procesa zavarivanja, pogodnosti i uslova korišćenja materijala koji se koristi u procesu zavarivanja, stručnosti kadra, postojanja neophodnih uslova koje zahteva radno mesto zavarivača kao i opšteg tehničkog nivoa proizvodnje [7].

Svako odstupanje od zahteva definisanih tehničkom dokumentacijom, koje može da se odnosi na bilo koju karakteristiku zavarenog spoja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće se podrazumeva pod pojmom greške. Shodno tome, greška može biti unutrašnja (prslina, uključak) i spoljna (nehomogenost i geometrijsko odstupanje oblika i dimenzija).

Greške se otkrivaju ispitivanjem bez razaranja, najčešće ultrazvukom, radiografski, penetrantima i magnetnim fluksom. Takođe, greške u zavarenom spoju se dele na:

1) greške vezane za metalurške, termičke i hidrodinamičke pojave, koje prate proces rastapanja, formiranja i kristalizacije istopljenog metala i očvršćavanje zavarenog spoja. Među njima spadaju tople i hladne prsline u MŠ i ZUT, poroznost, troska, odstupanje od zahtevane čvrstoće i plastičnosti MŠ i zavarenog spoja, promene u mehaničkim, fizičkim i hemijskim svojstvima ZUT.

2) greške formiranja šava (neprovori, zarezi, nepotpuno stapanje, smanjenje dimenzija šava). Nastajanje ovih grešaka je najčešće uslovljeno nepravilnim tehnološkim postupkom, narušavanjem režima rada, niskom stručnošću izvršilaca, lošom pripremom i nepravilnim konstrukcijskim postavljanjem, sastavljanjem i pripajanjem, nepristupačnošću mesta zavarivanja kao i nepravilnim popunjavanjem žleba [1,7].

Najopasnije greške u zavarenim spojevima su prsline, koje nastaju kao posledica toplotnih i metalurških procesa. Već je pomenuto da se prsline u zavarenim spojevima čelika razvrstavaju na tople (nastaju tokom primarne kristalizacije šava ili pri hlađenju iznad polovine vrednosti temperature topljenja, međukristalnog su tipa), hladne (nastaju u MŠ ili ZUT, najčešće pri kraju hlađenja zavarenog spoja, ispod 300 °C), laminarne (posledica su dejstva zateznih napona u pravcu debljine zavarenog spoja, nastalih pri termičkom ciklusu zavarivanja) kao i prsline od žarenja (koje nastaju usled ponovnog zagrevanja u ZUT ili MŠ tokom termičke obrade posle procesa zavarivanja legiranih čelika) [8].

2.3. Udar na žilavost

U mnogim proizvodnim procesima, tako i u eksploataciji komponenata mašina i konstrukcija, materijali su izloženi udarnim opterećenjima (dinamičko opterećenje).

Brzina deformacije je velika i materijal ispoljava mnogo krtije ponašanje nego što se pokazuje pri ispitivanju zatezanjem (statičko opterećenje) [9]. Upravo pri dinamičkim opterećenjima, važan faktor je žilavost kao jedno od mehaničkih svojstava materijala koje se definiše kao energija koju je potrebno utrošiti da bi se izazvalo razaranje strukture materijala odnosno da bi se ostvario lom.

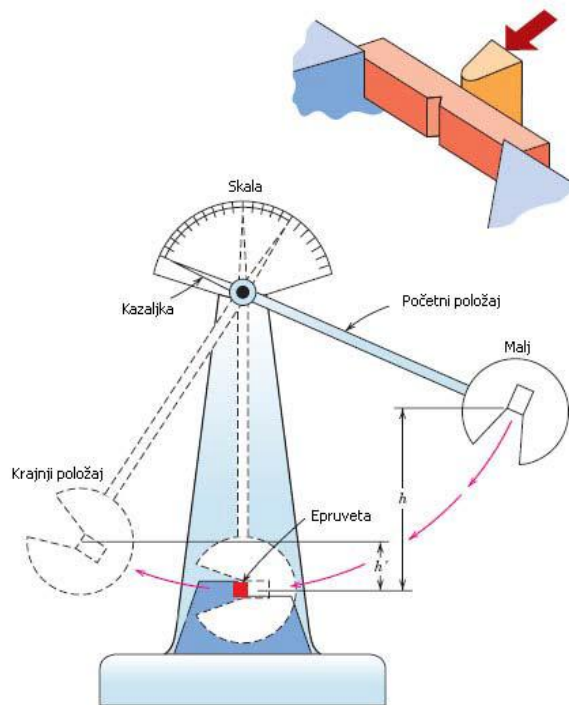
Ispitivanje savijanjem udarnim dejstvom sile na epruvetama sa zarezom može da pruži objašnjenje o ponašanju materijala pri ometanom deformisanju to jest pri prostornom naponskom stanju. Određivanje rada potrebnog za lom pod utvrđenim uslovima ispitivanja najčešće služi za tekuću kontrolu kvaliteta i homogenosti materijala. Ovim postupkom može se utvrditi sklonost ka krtom lomu, odnosno sklonost ka povećanju krtosti u toku eksploatacije [10].

Postoji nekoliko postupaka za ispitivanje pri udarnom dejstvu sile na epruvetama sa zarezom među kojima je najpoznatija metoda po Šarpiju, za određivanje ukupne energije udara. Šarpijev test određivanja udarne žilavosti u sebi sjedinjuje tri vida ispitivanja: ispitivanje na savijanje, ispitivanje uzorka sa zarezom i ispitivanje udarnim opterećenjem [11].

Na sl. 2.1. je prikazana osnovna varijanta Šarpijevog klatna (uređaja za ispitivanje) u formi fizičkog klatna gde se kinetička energija kretanja malja troši na razaranje (lom) epruvete fiksirane na osloncima. Šarpijevo klatno sadrži: telo uređaja sa postoljem, polugu ili šipku klatna, teg (malj), element za blokiranje klatna u početnom položaju (visina h), epruvetu, oslonce za epruvetu kao i skalu sa kazaljkom.

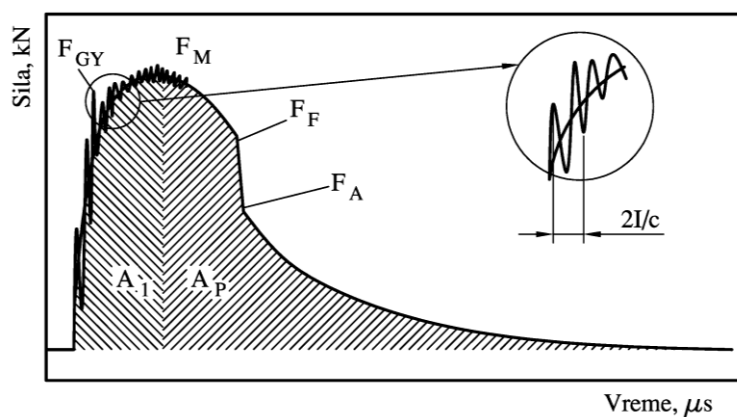
Ugradnjom uređaja koji zapisuje promenu sile i energije sa vremenom ispitivanja odnosno instrumentiranjem klatna napravljen je značajni napredak u razvoju ispitivanja udarne žilavosti. Instrumentiranjem klatna nam je omogućeno razdvajanje otpornosti materijala prema stvaranju prsline odnosno prema širenju prsline jer pri ispitivanju savojnim udarnim opterećenjem energija loma se određuje kao integralna veličina.

Praćenje promene sile sa vremenom omogućava da se sazna više o tome da li je utrošeni rad za lom uzorka posledica delovanja male vrednosti sile na duže vreme ili kratkotrajnog delovanja velike vrednosti sile, što je bitno za ocenu ponašanja materijala [7,12].



Slika 2.1. Šema Šarpijevog klatna

Ispitivanjem epruvete sa zarezom na instrumentiranom klatnu omogućeno je praćenje promene sile sa vremenom, odnosno dobijanje dijagrama sila-vreme (sl. 2.2.).



Slika 2.2. Tipičan dijagram sila-vreme dobijen na instrumentiranom klatnu [12,13]

Dijagram sila-vreme (sl. 2.2.) omogućava određivanje sledećih podataka:

- F_{GY} -dinamička sila čvrstoće popuštanja, koja se određuje se na mestu zakrivljenja

dijagrama, tj. na prelaznoj tački od linearne ka nelinearnoj zavisnosti sila-vreme i služi u prvoj aproksimaciji kao mera plastičnog popuštanja ligamenta uzorka,

- F_M -maksimalna sila na krivoj sila-vreme,
- F_F -sila početka nestabilnog rasta prsline, koja se određuje kao sila na preseku glatke krive i strmo padajućeg dela krive sila-vreme i
- F_A -sila pri kojoj se zaustavlja brzi rast prsline.

Kada se strmi pad sile podudara sa maksimalnom silom ($F_M=F_F$) sila F_A se određuje kao presek strmog pada krive sila-vreme i glatke krive koja osciluje [10]. Iz razmatranog dijagrama sila-vreme moguće je izračunati ukupnu energiju, E_{uk} potrebnu za lom uzorka:

$$E_{uk} = \int_0^{t_l} F(t) \cdot v(t) \cdot dt \quad (2.1.)$$

gde su: $F(t)$ -sila, koja se menja sa vremenom,

$v(t)$ -promena brzine klatna za vreme loma i

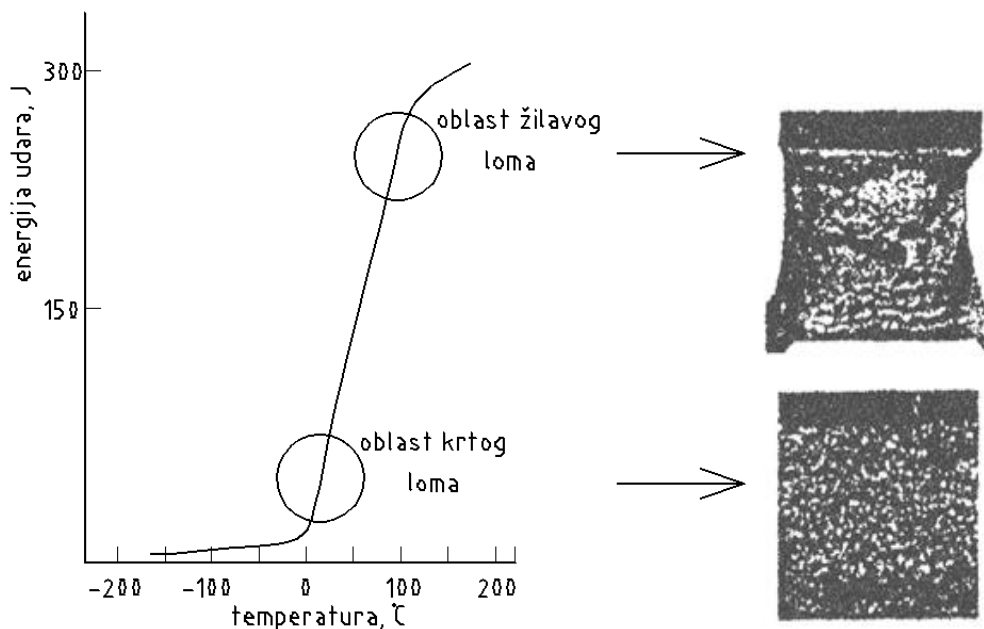
t -vreme trajanja loma [13,14].

Poznata ukupna energija udara zbog detaljnije analize procesa loma materijala se rasčlanjuje na deo energije koji se troši za stvaranje prsline, E_i i na deo energije za njeno širenje, E_p [14]. Postupci za razdvajanje ukupne energije udara se zasnivaju na tome da energija za stvaranje prsline ne zavisi od radijusa zareza, već da radijus utiče na energiju za širenje prsline. Najadekvatniji postupak određivanja energije širenja prsline je preko "zamorne prsline", gde se na epruvetama sa "V" zarezom izaziva zamorna prslina, pa se takva epruveta lomi na Šarpijevom klatnu. Energija koja se pri tom utroši za lom je praktično je energija širenja prsline, E_p . Ukoliko je poznata vrednost ukupne energije udara ispitivanog materijala onda se može izračunati deo energije potrebne za stvaranje prsline, E_i :

$$E_i = E_{uk} - E_p \quad (2.2.)$$

Na dijagramu sila-vreme (sl. 2.2.) obeležene su površine A_I i A_P koje su proporcionalne energijama stvaranja i širenja prsline. Dva materijala koja imaju jednake vrednosti ukupne energije loma udarom, mogu da imaju različite energije stvaranja i širenja prsline. Sa aspekta sigurnosti konstrukcije bolji je onaj materijal koji ima malu energiju stvaranja prsline, a veliku energiju širenja prsline [10].

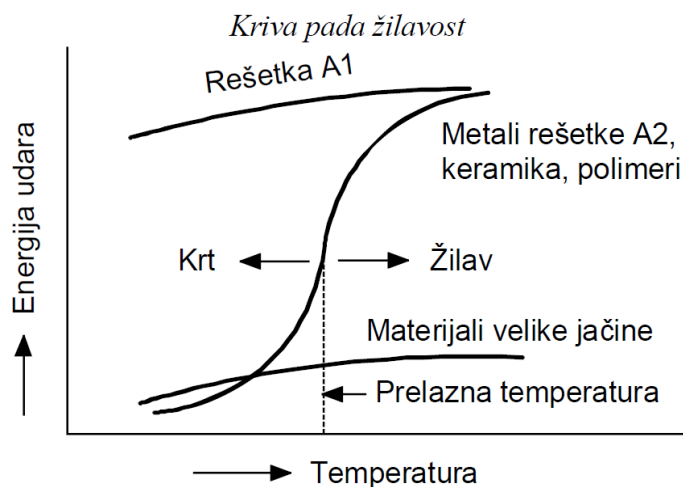
Rezultati ispitivanja udarne žilavosti na različitim temperaturama pokazuju da temperatura bitno utiče na udarnu žilavost metala i legura. Na višim temperaturama utrošena energija udara na lom epruvete je velika (materijal pokazuje svojstva plastičnosti, uočava se jako izražena deformacija na mestu prekida epruvete, površina preloma pokazuje sitnozrnu-vlaknastu strukturu tzv. žilavi lom) dok na nižim temperaturama utrošena energija udara za prekid epruvete je mala (materijal je krt, ne uočavaju se znaci deformacije na mestu prekida, površina preloma je krupnozrnaste strukture tzv. krti lom). Na sl. 2.3. je prikazana zavisnost udarne žilavosti od temperature uz prisustvo žilavog i krtog loma.



Slika 2.3. Zavisnost udarne žilavosti od temperature [9] sa prikazom prelomnih površina u oblastima žilavog i krtog loma

Temperatura nulte plastičnosti

Prelazna temperatura je važan faktor za konstrukcijske čelike. Zapaženo je da sa padom temperature, mnogi metali pokazuju svojstvo naglog pada žilavosti, tako da se temperatura na kojoj materijal iz žilavog prelazi u krti lom naziva *prelazna temperatura krtosti (temperatura nulte plastičnosti)*. Ona se definiše kao prevojna tačka krive energija udara-temperatura [11,15] i zavisi od većeg broja faktora kao što su hemijski sastav, mikrostruktura, veličina metalnog zrna, hrapavost površine, oblik epruvete i dubina zareza [9]. Na sl. 2.4. je prikazana kriva za različite materijale na kojoj se uočava prevojna tačka koja određuje prelaznu temperaturu krtosti, kao granicu između žilavog i krtog loma.



Slika 2.4. Zavisnost udarne žilavosti od temperature za različite materijale

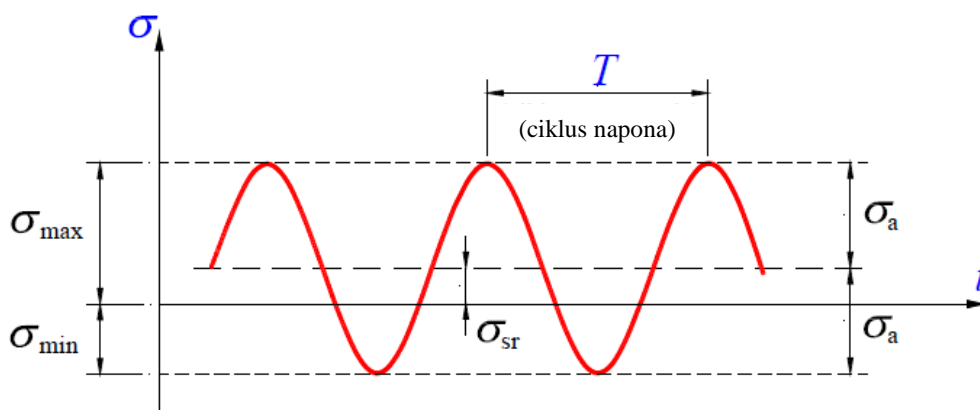
Kratka ilustracija o uticaju prelazne temperature je havarija brodova Liberty, proizvedenih tokom Drugog svetskog rata. Svi brodovi su bili izgrađeni od niskougljeničnih čelika, koji su pokazali dobra svojstva plastičnosti pri ispitivanju zatezanjem. U trenutku dok su brodovi bili usidreni u luci kod četvrtine brodova su se pojavile prsline dok se kod nekih desilo prelamanje na dva dela. Ispitivanjem se zaključilo, da je havarija nastupila zbog koncentracije napona izazvane otvorima na palubi brodova i bliskosti prelazne temperature čelika i okolne temperature u luci odnosno velike temperature prelaska u krti lom.

Poglavlje 3

PONAŠANJE MATERIJALA PRI PROMENLJIVOM OPTEREĆENJU

Promenljivo opterećenje je definisano kao opterećenje koje se tokom vremena menja. Ta promena se u mnogim konstrukcijama iskazuje kroz spektar opterećenja, koji obuhvata sva opterećenja u usvojenom vremenskom periodu i njihovu promenu po intenzitetu i znaku. Samim tim je uveden pojam zamora materijala, da bi se opisala pojava loma pod uticajem promenljivog opterećenja [16].

Iz iskustva je poznato da se delovi materijala, izloženi promenljivom opterećenju, lome pri nivou napona osetno nižem od nivoa potrebnog za lom pri jednokratnom uticaju opterećenja. Kako je nivo napona, potreban za lom pri dejstvu promenljivog opterećenja, niži od napona loma pri jednokratnom opterećenju, to će materijal sa uspehom podnositi dejstvo promenljivog opterećenja tokom određenog vremenskog intervala. Upravo zamor pokazuje da materijal tokom vremena pod uticajem promenljivog opterećenja gubi sposobnost da prenese opterećenje zbog pojave i razvoja prsline. U analizi promenljivog opterećenja materijala bitna veličina je *napon* koji se računa kao odnos delujućeg opterećenja (sile pri zatezanju i pritisku, momenta pri savijanju i uvijanju) i karakteristike poprečnog preseka (površine pri zatezanju i pritisku, aksijalnog i polarnog otpornog momenta pri savijanju odnosno uvijanju).



Slika 3.1. Sinusoidni oblik promene napona const. amplitude [17]

Tom prilikom se usvaja sinusoidalni oblik periodične promene napona konstantne amplitude sa vremenom, kao na sl. 3.1., gde je delujući ciklus napona puni opseg vrednosti napona koji se periodično ponavlja i može se posmatrati kao statički (srednji) napon, koji se označava σ_{sr} (3.1.). Srednji napon je povećan ili smanjen za veličinu amplitude napona, σ_a koja je promenljivi deo napona (3.2.). Maksimalni gornji napon se označava kao σ_{max} i predstavlja najveću algebarsku vrednost napona u ciklusu ("+" je zatezanje, "-" je pritisak pri aksijalnom opterećenju), dok minimalni donji napon σ_{min} predstavlja najmanju algebarsku vrednost napona u ciklusu [17]:

$$\sigma_{sr} = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (3.1.)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (3.2.)$$

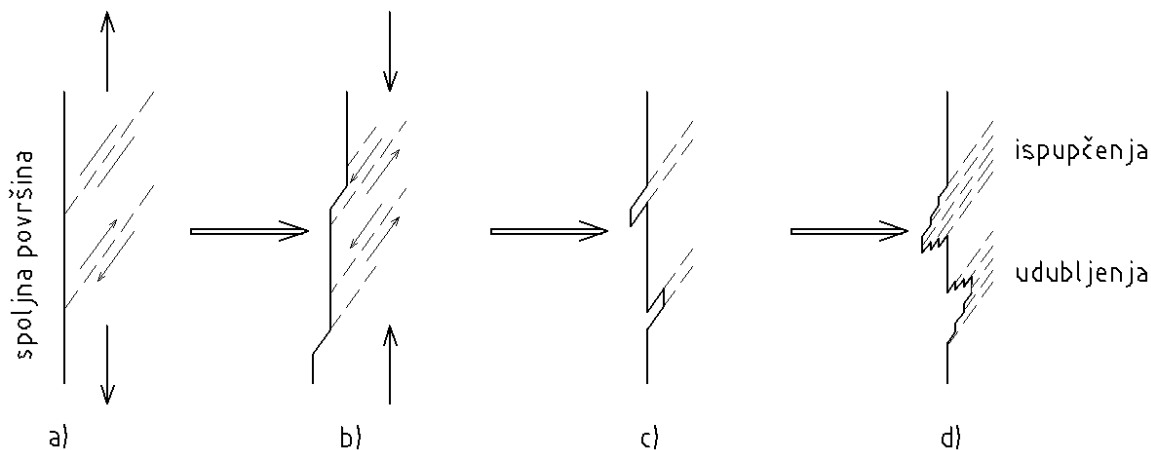
Važni pojmovi su *broj ciklusa*, N koji predstavlja broj ciklusa napona koji je ostvaren do bilo kog momenta posmatranja i *učestanost (frekvencija)*, f ciklusa napona koja predstavlja broj ciklusa koji je ostvaren u jedinici vremena. Shodno tome, glavna karakteristika zamora je *promenljivi napon*, niži od zatezne čvrstoće, koji može dovesti do loma posle dovoljnog broja promena opterećenja i upravo zbog ove karakteristike potrebno je proučavati i razjasniti proces zamora kao i sve uticaje koji se iskazuju pri promenljivom opterećenju materijala, koje menja svojstva materijala, u zavisnosti od napona i deformacija.

3.1. Pojava zamora materijala i napredovanje zamorne prsline

Plastična deformacija, pri delovanju promenljivog opterećenja, je značajan faktor koja kao rezultat doprinosi stvaranju zamorne prsline. Postojanje plastične deformacije je naročito izraženo u oblasti NCZ gde su uočene makroplastične deformacije koje sa smanjenjem broja ciklusa do loma znatno brže rastu od odgovarajućih elastičnih deformacija.

Do zamora materijala, u elasto-plastičnom području, dolazi usled koncentracije napona u makro oblasti (prelaz u geometrijskom obliku, na primeru zareza) ili u mikro

oblasti (na primeru uključaka). Na sl. 3.2. je prikazan model Vuda zbog objašnjenja pojave zamorne prsline, posle lokalne plastične deformacije.



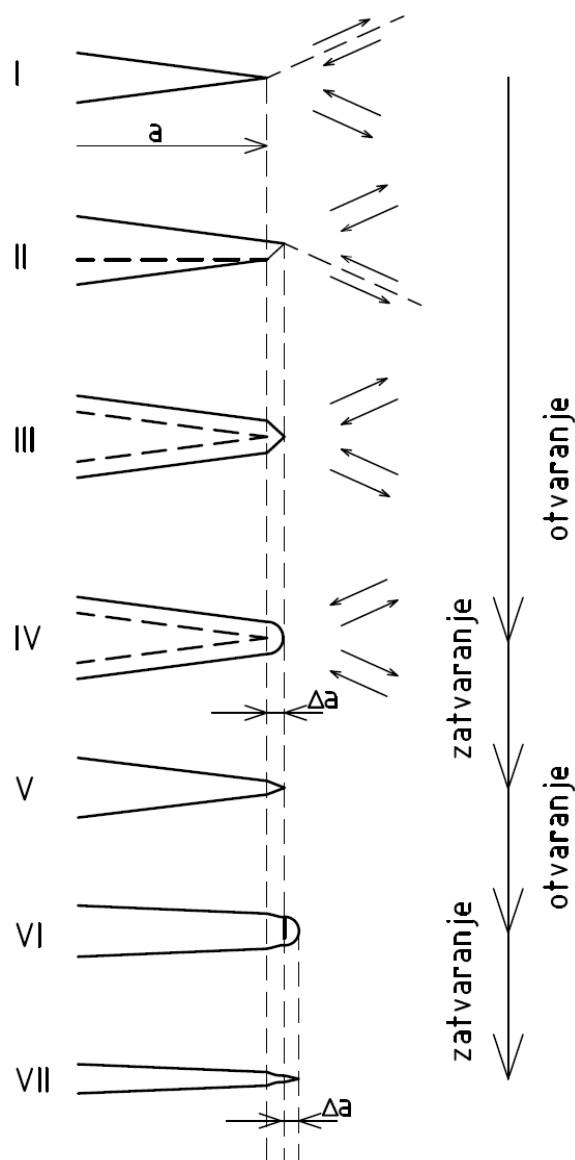
Slika 3.2. Razvoj ispupčenja i udubljenja koje prethode razvitku zamorne prsline [18,19]

Prilikom porasta promenljivog opterećenja dolazi do klizanja po usmerenim ravnima klizanja dok pod dejstvom smanjenja opterećenja do klizanja dolazi u suprotnom smeru po paralelnim ravnima klizanja. Klizanje je ometeno zbog deformacijskog ojačavanja materijala i zbog oksidacije novostvorenih slobodnih površina. Prvi ciklus opterećenja može izazvati pojavu jednog ispupčenja i jednog udubljenja, kao što se vidi na sl. 3.2. Na mestu udubljenja se u narednim ciklusima može pojaviti prsline zbog stalnog povećanja udubljenja. Ovaj slučaj je karakterističan kada je raspon promenljivog opterećenja u zatezanju, jer plastična deformacija izazvana u fazi porasta opterećenja uslovljava zaostali napon pritiska u fazi smanjenja opterećenja. Model Vuda predstavlja dobru osnovu za dalje razmatranje mehanizama napredovanja zamorne prsline, zasnovanog na povratnom klizanju [16]. Na sl. 3.3. je prikazan verodostojniji prikaz napredovanja zamorne prsline [19], prema fazama:

- *faza I i II* - na vrhu oštre prsline, izložene zatezanju, deluje koncentracija napona, dolazi do klizanja u pravcu maksimalnog tangencijalnog napona,

- *faza III* - vrh prsline se otvara, povećava se dužina prsline do veličine koja odgovara uspostavljenom stanju napona i deformacije; stvoreni su uslovi da dođe do klizanja i u ravni pod uglom od 90° prema ravni prvobitnog klizanja,

- *faza IV* - zbog ojačavanja materijala i povećanog napona pojavljuju se i druge ravni klizanja, što dovodi do zatupljivanja prsline; ostvaren je priraštaj dužine prsline za Δa , čime je izazvana plastična deformacija ograničena na malo područje, okružena elastičnom deformacijom,
- *faza V* - kada se opterećenje u ciklusu smanjuje, zbog elastične deformacije koja se vraća, dolazi do pritiska u području plastične deformacije zbog očuvanja kompatibilnosti deformacije; dolazi do prekoračenja granice popuštanja pri pritisku i ponovna pojava plastične deformacije, kojom se zatvara i zaoštrava vrh zatupljene prsline i
- *faza VI i VII* - ponavljanje procesa.



Slika 3.3. Grafički prikaz mehanizma napredovanja zamorne prsline [19]

Proces napredovanje zamorne prsline u ciklusu se iskazuje malom brazdom na površini preloma, koja prati čelo prsline (strija). Do napredovanja prsline može doći i cepanjem, gde se kao rezultat na površini preloma dobijaju strije krtog loma, različite od onih pri opisanom procesu. Zamorne strije predstavljaju uzastopne položaje čela prsline pri njenom napredovanju. Svaka strija odgovara jednom ciklusu a veličina razmaka strija zavisi od veličine napona u ciklusu, što za date uslove opterećenja predstavlja meru brzine napredovanja prsline u ciklusu.

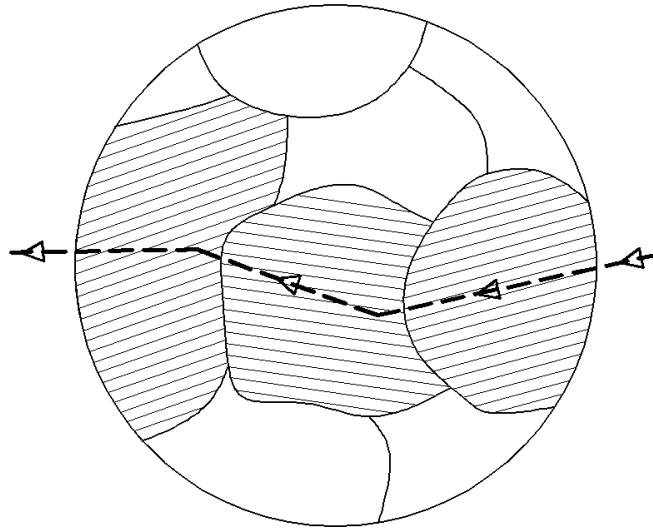
Obrazovanje ravnomernih strija je uslovljeno:

- postojanjem pogodnog sistema linija klizanja, zbog kretanja zakrivljenog čela prsline kroz njega i mogućnosti kontinualnog napredovanja prsline kroz naredna susedna zrna i
- postojanje više od jedne kristalografske ravni za napredovanje prsline.

Ako su ovi uslovi ispunjeni doći će do klizanja tokom stvaranja i zatvaranja prsline, pa će strije biti jasno uočljive. U suprotnom, klizanje će biti neravnomerno, pa se strije neće ravnomerno obrazovati. Orijehtacija nekih zrna može pogodovati obrazovanju ravnomernih strija, ali zbog ometanog klizanja duž čela prsline u susednim zrnima druge orijentacije one neće biti izražene. U tim slučajevima se strije mogu samo delimično pratiti na površini preloma. Kada je mogućnost deformisanja zrna potpuno isključena, strije se uopšte neće pojaviti [16].

Uključci i čestice (II faza) na glatkoj epruveti su mesta koncentracije napona, tako da se na tim mestima može pojaviti plastična deformacija. Ovaj uticaj gubi na značaju ukoliko postoji geometriška koncentracija napona. Velike brzine napredovanja prsline su posledice velikog intenziteta napona na vrhu prsline zbog velikog opterećenja. Prilikom takvog opterećenja, čestice koje se nađu na putu prsline, se cepaju i na tom mestu se stvara prsline. Materijal između vrha prsline i šupljine se lomi čupanjem, što stvara skok na čelu prsline. Uticaj čestica je mali u ukupnom lomu, jer je on samo izražen pri velikim brzinama napredovanja i to u poslednjoj fazi zamornog loma.

Zamorne prsline se iniciraju po lokalnim trakama klizanja i imaju početnu tendenciju napredovanja u ravni maksimalnog napona smicanja. Takvo napredovanje je veoma malo i u daljem delovanju promenljivog opterećenja. Zamorne prsline presecaju nekoliko zrna i dalje napreduju u cik-cak obliku (sl. 3.4.) pod uticajem napona zatezanja i upravno na pravac dejstva, najčešće transkristalno, a najmanje delom interkristalno [20].



Slika 3.4. Prostiranje zamorne prsline kroz metalna zrna

Generalno gledajući, proces zamora se može objasniti na sledeći način [20,21]:

- prvo dolazi do klizanja, praćenog finim prslinama, koje su vidljive ako se jako uvećaju a daljim razvojem se mogu videti golim okom,
- prsline se spajaju i one najveće dalje napreduju do kritične veličine, posle koje dolazi do loma i
- proces je brži ako je napon veći i prsline se mogu zaustaviti u polju zaostalih napona

Analogno prethodnom, zamor se sastoji od stvaranja (inicijacije) prsline, njenog napredovanja i konačnog loma. Važno je napomenuti da u realnim zavarenim konstrukcijama postoje vidljive prsline kada se stvaranje svodi samo na početak napredovanja postojeće prsline. Odatle sledi da je za konstrukciju važna faza u kojoj prsline napreduju, pa je zadatak sprečiti ili kontrolisati napredovanje zamorne prsline.

3.2. Eksperimentalni pristup u rešavanju problema zamornog loma

Praktični značaj zamornog ponašanja konstrukcija usmerava istraživanja u oblasti zamora na eksperimentalna istraživanja, kako bi se došlo do neposrednog odgovora u pogledu sigurnosti razmatrane konstrukcije. Takav pristup uslovljava eksperimentalnu analizu zavisnosti uticajnih faktora i delujućih veličina, pa se izvode brojna ispitivanja u kojima se menja samo po jedna veličina u eksperimentu. Kako ovaj pristup ne može da pruži adekvatan odgovor, on se dopunjuje teorijskim analizama, koje

se zasnivaju na poznavanjima svojstava materijala i uticaja delovanja opterećenja u datim uslovima pod različitim okolnostima [22].

Na projektovanje pri promenljivom opterećenju utiče veliki broj faktora stoga ono mora biti praćeno velikim stepenom sigurnosti, pri čemu se mogućnost pojave loma ipak ne može isključiti. Ako se projektovanje zasniva na potrebnoj krutosti ili statičkom opterećenju, osetno većem od promenljivog opterećenja, onda računski vek treba da je bar za red veličina veći od zahtevanog veka. Smatra se da je takvo dimenzionisanje mašinskih delova zadovoljavajuće i bez zamornih ispitivanja. Verovatnoća loma od nekoliko procenata se može prihvatiti kod konstrukcija gde je zamena delova lako izvodljiva, na primer u automobilske industriji. Za veće konstrukcije, a među njima i zavarene konstrukcije, u mnogim slučajevima će biti potrebno ispitivanje na bazi epruveta, modela ili čitave konstrukcije [16].

Važno mesto u oceni zamora i projektovanju zavarenih konstrukcija za promenljivo opterećenje imaju podaci o materijalu. Zbog toga su propisana različita ispitivanja parametara zamornog ponašanja uz sve veću primenu novih postupaka i procedura ispitivanja.

Eksperimenti sa konstantnom amplitudom su idealizovani dinamički opiti jer se opterećenje konstantne amplitude retko javlja u praksi. Ispitivanja prema odgovarajućem standardu služe za poređenje materijala s obzirom na njihova zamorna svojstva i za istraživanje osnovnih svojstava naizmenične deformacije. Najbolji put za ocenu zamornog ponašanja nekog mašinskog dela bio bi kontinualno merenje opterećenja i njegovo registrovanje kao i ispitivanje epruveta sa takvom istorijom ispitivanja. Takva ispitivanja je moguće uraditi na savremenim mašinama, jer su programski vođene. Između ova dva granična slučaja, eksperimenta sa konstantnom amplitudom i praćenja realnih opterećenja, postoje i međustepeni, koji se više ili manje približavaju realnim uslovima, gde treba dopustiti posledice oštećenja od neperiodičnih opterećenja [23].

Zamorno ispitivanje radi provere konstrukcije ili njenog razvoja u suštini je mnogo složeniji zadatak od ispitivanja zamora radi istraživanja. Razlog je u tome što je potrebno što vernije predstaviti eksploatacijske uslove i radna opterećenja. Zahtev da se konstrukcija ispita radi provere ili razvoja je po pravilu ograničen vremenom, koje ne dopušta puno zamorno ispitivanje veka. Zato se pribegava povećanju opterećenja, što

može negativno uticati na zaostale napone. Sa druge strane, ubrzana ispitivanja ne mogu u svim slučajevima prikazati stvarni vremenski uticaj (na primer trenja ili korozije). Eliminisanje brojnih ciklusa niskog opterećenja iz samog spektra opterećenja se često primenjuje, ali to može da pruži pogrešnu sliku kada se najveći deo zamornog veka ostvaruje u uslovima razvoja prslina. Generalno, ispitivana konstrukcija treba u svemu da odgovara konstrukciji koja će se eksploatirati.

3.3. Uticaj heterogenosti strukture i mehaničkih svojstava zavarenih spojeva na razvoj zamorne prslina

Sa svojom heterogenom strukturom i različitim mehaničkim svojstvima svojih konstituenata, zavareni spojevi predstavljaju složen problem kada je potrebno oceniti integritet zavarene konstrukcije.

Na ponašanje zavarenog spoja sa prslinom utiče više činilaca:

- heterogenost materijala (OM, MŠ i ZUT),
- zaostali naponi (usled zavarivanja i geometrijskih nesavršenosti),
- ometena deformacija i
- nesavršenost geometrije (odnos dimenzija zavarenog spoja, širine metala šava i dužine i dubine površinske prslina).

Kada razmatramo sigurnost i pouzdanost takvog zavarenog spoja izloženog delovanju spoljašnjeg opterećenja, problemu prslina treba prići sa dva aspekta: najpre treba otkriti prslinu (i druge greške), odrediti njenu veličinu i položaj, a potom oceniti značaj postojeće prslina za siguran rad zavarene konstrukcije, a sve u skladu sa tim da se postigne što bolji ekonomski efekat [24].

Zavarene konstrukcije i ocena njihove sigurnosti u radu

Masovna primena zavarenih konstrukcija počela je razvojem postupaka zavarivanja s jedne strane i razvojem čelika pogodnih svojstava sa druge strane. Zajedno sa postupcima zavarivanja, paralelno razvijali su se i postupci za ocenu sigurnosti zavarenih spojeva [25]. Uslovi eksploatacije utiču na integritet i vek zavarene konstrukcije a određivanje eksploatacionog veka se nameće kao nužnost. Uz sigurnost,

važne stavke pri eksploataciji koji deluju na zavarenu konstrukciju, direktno ili indirektno, su pouzdanost i trajnost [26].

Prisutnost grešaka pri projektovanju i konstruisanju u zavarenim konstrukcijama je praktično neminovna. U stalnoj eksploataciji postoje prihvatljive i neprihvatljive greške, što je regulisano standardima kvaliteta zavarenih konstrukcija. Prsline spadaju u grupu neprihvatljivih grešaka. Zbog toga se danas pristupa proceni pogodnosti za upotrebu zavarenih konstrukcija sa prslinama, među kojima je važno pomenuti:

- do danas su razvijeni postupci procene značaja prsline u konstrukcijama koji podrazumevaju i detaljno poznavanje strukture i svojstava zavarenog spoja, najpre ZUT,
- eventualna popravka uočene prsline prilikom reparature može dovesti i do kritičnije greške i
- konstrukcije kod kojih je tek u toku eksploatacije otkriveno postojanje grešaka.

Detaljna analiza porekla tih grešaka i ocena njihovog značaja u poznatim radnim uslovima može pokazati prihvatljivost grešaka u daljoj eksploataciji, ali je i u ovom slučaju, potrebno detaljno poznavanje svojstava OM, MŠ i ZUT [27].

Ocena sigurnosti zavarenih spojeva u eksploataciji

Ukratko solucije razmatranja sigurnosti konstrukcija u toku rada su [27]:

- 1) Materijal homogene strukture, uz pretpostavku da u njemu nema grešaka, izložen je uniformnom opterećenju. Sigurnost konstrukcije je postignuta ako je najveći napon koji deluje na neku komponentu konstrukcije manji od odgovarajućeg svojstva materijala, najčešće čvrstoće popuštanja, određenog zatezanjem epruvete. Pri tom se uvodi stepen sigurnosti koji obezbeđuje da radni napon bude manji od čvrstoće popuštanja.
- 2) Materijal heterogene strukture bez grešaka a različitih svojstava njegovih konstituenata (u slučaju zavarenih spojeva), izložen uniformnom opterećenju. Ako se kao merodavan materijal uzme struktura materijala najnižih mehaničkih svojstava, sigurnost konstrukcije se svodi na soluciju 1.
- 3) Materijal homogene strukture i mehaničkih svojstava, sa diskontinuitetom u vidu prsline. Sigurnost konstrukcije se može oceniti pristupom linearno-elastične mehanike loma, kada se oko vrha prsline razvija vrlo mala plastično deformisana zona u poređenju

sa dimenzijama komponente i veličinom prsline, ili, pak, pristupom elasto-plastične mehanike loma, kada je plastično deformisana zona velika.

4) Materijal heterogene strukture, koji karakterišu razlike u mehaničkim svojstvima, sa diskontinuitetom tipa prsline kao na primeru zavarenih spojeva. Za ocenu sigurnosti takve konstrukcije potrebno je poznavati mehanička svojstva i otpornost prema prslinama merodavnih struktura, a to su strukture u kojima se nalazi vrh prsline i strukture kroz koje će se prslina razvijati.

Faza konstruisanja pretpostavlja da ne postoji greška, jer se primenom odgovarajućeg materijala i tehnologije izrade može ostvariti zahtevani kvalitet konstrukcije. Primena mehanike loma postaje interesantna za konstrukcije čija je izrada završena, a kod kojih je na prijemnom ispitivanju utvrđeno postojanje grešaka, odnosno prsline kao najoštrijeg oblika greške. Ekonomski je opravdano da se oceni da li takva greška treba da se sanira ili ne. Jedna od aktuelnih metoda za ocenu grešaka u zavarenim konstrukcijama, uz uslov da je razlika u čvrstoći popuštanja između MŠ i OM manja od 10 %, data je u [28]. Ukoliko je razlika veća od 10 % preporučuje se [29] koji uzima u obzir različitu čvrstoću MŠ i OM.

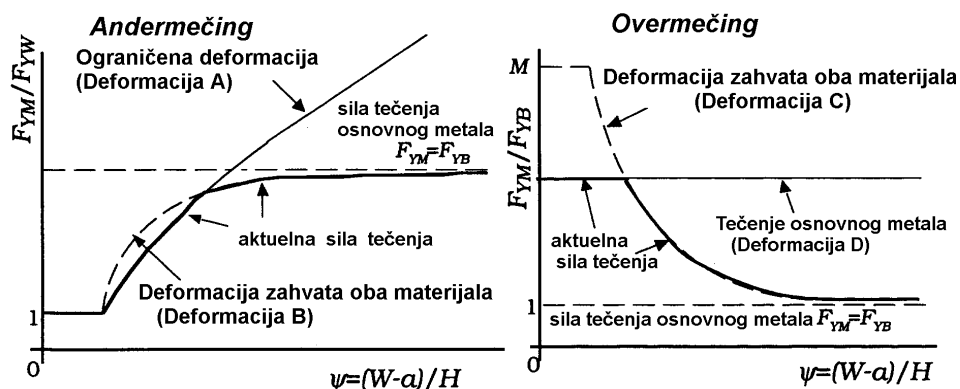
Teorijska analiza uticaja mismеčinga

Da bi se to izbegla pojava hladnih prsline u slučaju zavarljivih niskolegiranih čelika povišene čvrstoće koji su podložni faznim transformacijama u zonama zavarenog spoja, potrebno je poznavati tri slučaja uporednih karakteristika OM i MŠ u procesu zavarivanja:

- *overmečing* - čvrstoća popuštanja MŠ je veća od vrednosti čvrstoće popuštanja za OM,
- *andermečing* - čvrstoća popuštanja MŠ je niža od čvrstoće popuštanja OM i
- *mismеčing* - čvrstoće popuštanja su istih vrednosti.

Kao što je nemoguće izbeći greške u zavarenom spoju, nemoguće je i ne računati sa heterogenošću materijala zavarenog spoja. Stoga je neophodno da se uticaju heterogenosti na integritet zavarene konstrukcije posveti dužna pažnja. Praktično, uticaj heterogenosti materijala se najčešće svodi na uticaj *mismеčinga*, odnosno na uticaj razlike čvrstoće popuštanja MŠ i OM. Pri *andermečingu*, sl. 3.5., plastična deformacija može da se ograniči na MŠ ili može da se širi i po delu OM. U slučaju *overmečinga*,

plastična deformacija se razvija u OM, što je po pravilu povoljnija varijanta, jer OM ima manje grešaka (overmečing zavarenog spoja se ponaša slično OM). Međutim, kod HSLA čelika, teško je izraditi overmečing spoj bez prslina, pa je andermečing često jedino rešenje. Zavareni spojevi zahtevaju uporednu analizu obe varijante. Sila tečenja zavarenog spoja odgovara minimalnoj vrednosti sile u oba slučaja [27,30,31,32,33].



Slika 3.5. Slike plastične deformacije izražene preko sile tečenja zavarenog spoja [27]

Efekat heterogenosti materijala prvenstveno se odražava na otpornost materijala na rast prsline (žilavost loma) dok mismečing utiče na silu rasta prsline. Uticaj mismečinga na ponašanje zavarenog spoja je važan i ako ne postoji prsline, u klasičnoj projektantskoj analizi. Ovaj uticaj je zastupljen kod analize ZUT koja sama može da se podeli na nekoliko oblasti različite mikrostrukture i mehaničkih svojstava [30].

Epruveta zavarenog spojeva je prikazana na sl. 3.6. kao i njeni geometrijski parametri koji su bitni za kontrolisanje mismečing efekta [29], u slučaju prsline u centru MŠ, na granici bimaterijalnog spoja i na granici OM i MŠ.

Uvode se sledeće oznake (sl. 3.6.):

$2W$ -dužina zavarenog spoja ili širina ploče,

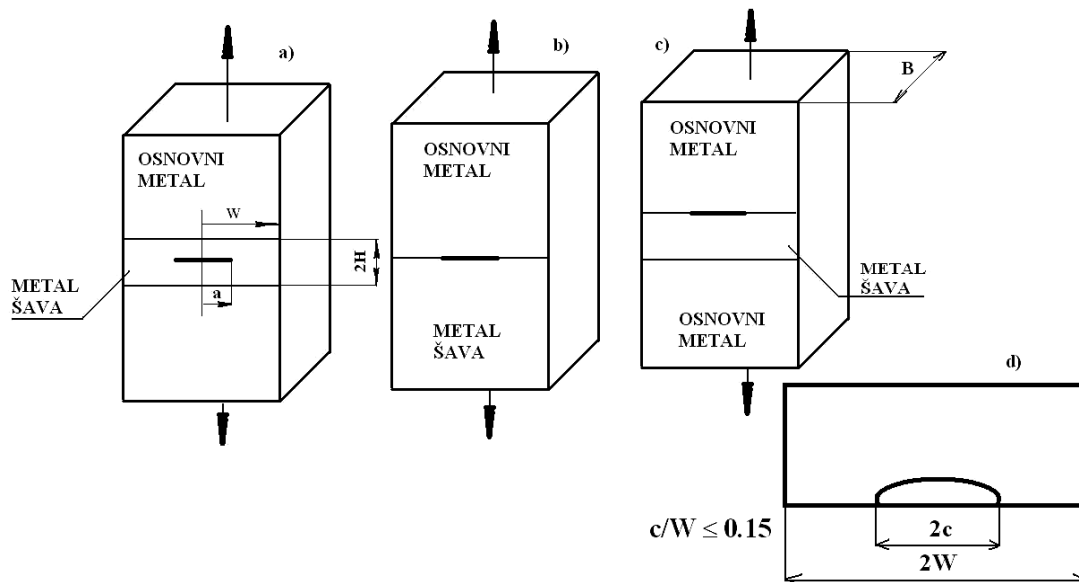
$\psi=(W-a)/H$ -geometrijski faktor,

$\xi=a/W$ -geometrijski faktor,

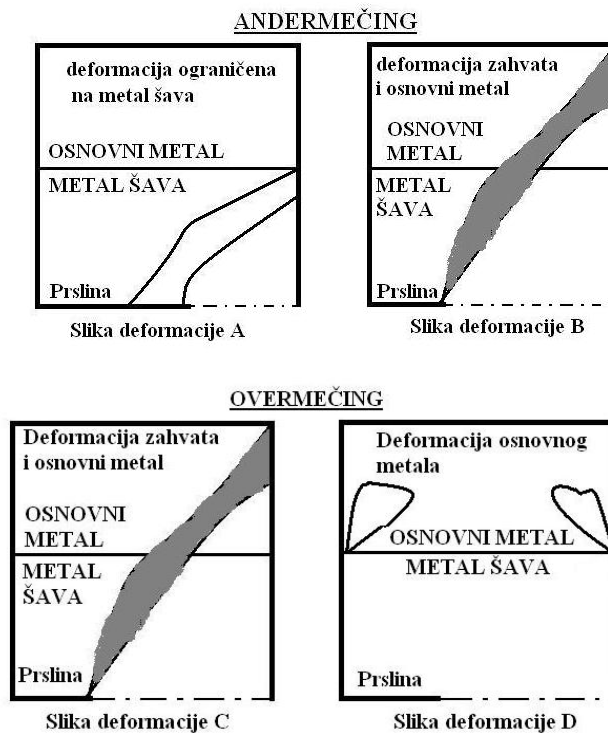
$2a$ ili $2c$ -dužina prsline,

$2H$ -širina metala šava i

B -debljina epruvete



Slika 3.6. Epruveta zavarenog spojeva (a) prslina u centru metala šava; (b) prslina na granici bimaterijalnog spoja; (c) prslina na granici OM i MŠ; (d) geometrija prsline [30]



Slika 3.7. Oblici plastično deformisane oblasti za epruvete sa mismečing efektom [27]

Zavisno od zastupljenog mismečinga i geometrijskih parametara kao što su $\psi = (W-a)/H$ i $\xi = a/W$, na sl. 3.7. su prikazani različiti oblici plastičnog deformisanja.

Razvoj ovih karakterističnih slika plastično deformisane oblasti, daje mogućnost da se odredi sila tečenja zavarenog spoja [27].

Uticao mismečinga i heterogenosti materijala nije uvek moguće razdvojiti. Nesimetrično otvaranje usta i vrha prsline može se smatrati prvenstveno uticajem mismečinga jer se za izračunavanje otvaranja vrha prsline koristi količnik čvrstoće popuštanja OM i MŠ. Ovaj problem nestaje ako se otvaranje vrha prsline meri direktno, ali uticaj mismečinga na izmerenu vrednost ostaje [34]. U slučaju overmečinga i OM, udaljena deformacija dostiže izrazito velike vrednosti, dok je vrednost J -integrala ograničena, a u oba slučaja andermečinga, situacija je obrnuta, udaljena deformacija je ograničena, a J -integral dostiže velike vrednosti. Ovo je logična posledica kombinovanog dejstva plastične deformacije i prsline, tako što se kod overmečinga plastična deformacija razvija prvenstveno u OM, a kod andermečinga u MŠ, sl. 3.5., pri čemu prisustvo prsline u MŠ troši energiju na J -integral, umesto na razvoj plastične deformacije. S druge strane, činjenica je da velika prsline prekriva uticaj mismečinga, tako da deformacija ostaje ograničena, a J -integral dostiže podjednako velike vrednosti [30].

3.4. Zamor zavarenih spojeva

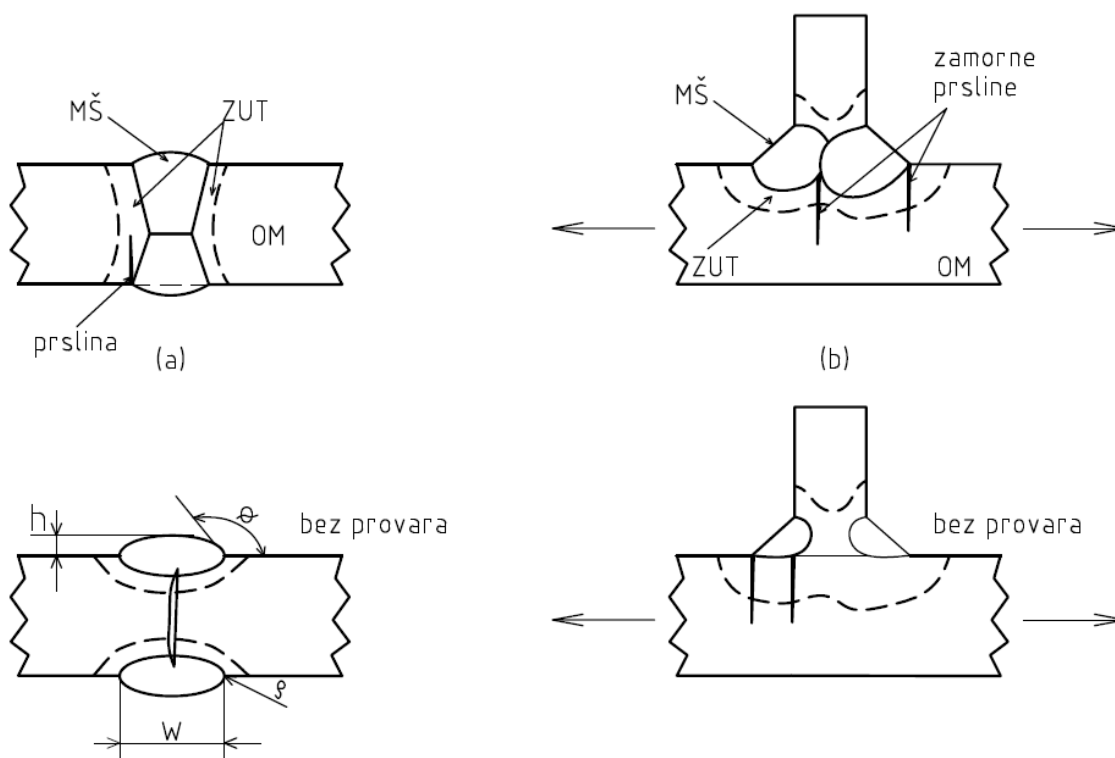
Kvalitet zavarivanja konstrukcije i heterogenost strukture pri promenljivom opterećenju određuje zamornu otpornost zavarenog spoja. Pažljivo projektovan i izrađen zavareni spoj može imati zamornu čvrstoću kao otkovak ili mašinski obrađeni deo, a da pri tom bude osetno jeftiniji.

Različita svojstva OM, MŠ i ZUT moraju imati uticaj i na promenljivo ponašanje pri napredovanju zamorne prsline kroz ova tri područja. Kod ovakvih spojeva javljaju se koncentracije napona, unutrašnji naponi, trenje i zbog toga su spojevi često mesto zamornih lomova. Područja OM, MŠ i ZUT imaju različite mikrostrukture, zaostale napone, greške i mehanička svojstva. ZUT je OM, izložen dovoljno velikoj temperaturi tokom zavarivanja pri kojoj dolazi do strukturnih transformacija i zato ZUT ima svojstva različita od svojstava OM [22].

Problem zamornog ponašanja se u krajnjoj liniji svodi na problem prsline, koje u zavarenim spojevima mogu nastati već u procesu izrade, ali se mogu obrazovati i u toku

eksploatacije i najčešće pod uticajem promenljivog opterećenja. Na sl. 3.8. su prikazana najčešća mesta na kojima se pojavljuju zamorne prsline [16].

Koncentracija napona, koja se javlja u podnožju sučeonog ili ugaonog spoja je često mesto inicijacije zamorne prsline. Faktor koncentracije napona u podnožju šava zavisi od geometrijskih karakteristika šava (h , w , ρ , θ) koje se vide na sl. 3.8. Obično je faktor koncentracije napona veći u ugaonom spoju nego u sučeonom spoju. Zamorne prsline se mogu pojaviti i u korenu šava sa delimičnom penetracijom. Pored toga, i druge greške u zavarenim spojevima mogu da dovedu do stvaranja prsline. Greške u spoju obuhvataju uključke troske ili oksida, prsline, nepotpuno spajanje, poroznost, nepotpunu penetraciju, preklapanje, površinske brazde. Sve ove greške mogu da utiču na stvaranje prsline i njeno širenje. Sl. 3.8. pokazuje da zamorna prsline može rasti kroz sve tri zone zavarenog spoja [22]. Iako navedeni primeri pokazuju značajan uticaj koncentracije napona, ipak je veoma važno analizirati uticaj mikrostrukture MŠ i ZUT, kao i razliku mehaničkih svojstava, čvrstoće, plastičnosti i žilavosti OM, MŠ i ZUT, jer će se zamorne prsline javiti u najslabijem području.



Slika 3.8. Mesta pojave zamorne prsline kod sučeonih (a) i ugaonih spojeva (b) [16,22]

Poglavlje 4

PROUČAVANJE NISKOCIKLIČNOG ZAMORA

U okviru ovog poglavlja je prikazan pregled literaturnih postupaka za određivanje NCZ među kojima su oblasti gde su zastupljene ciklično i monotono naponsko-deformaciona kriva, kriva deformacija-vek kao i određivanje prelaznog veka obrađene i u eksperimentalnom delu ove disertacije.

Zamor je pojava postepenog razaranja materijala mašinskog dela izloženog delovanju promenljivog opterećenja [35]. U svakodnevnoj eksploataciji najzastupljenija su sledeća dva tipa zamora materijala:

- niskociklični zamor i
- visokociklični zamor.

Ako vrednosti promenljivog opterećenja prelaze granicu popuštanja materijala u širem području, odnosno kada su deformacije neelastične, razvoj oštećenja, njegovo značajno proširenje i na kraju konačni lom nastupaju već nakon relativno niskog broja ciklusa opterećenja, N . U tom slučaju reč je o *niskocikličnom zamoru materijala* [36]. Prvu fazu razaranja čini akumulacija oštećenja u vidu obrazovanja i rasta mikropora, koja se završava kada se spajanjem mikropora stvaraju prsline. Drugu fazu razaranja čini širenje prsline koje na kraju dovode do konačnog loma. Broj ciklusa kod NCZ pri kojem se obrazuju prsline je $N < 10^4 (10^5)$. Plastična deformacija pri promenljivom opterećenju kod niskocikličnog zamora postaje značajan uticajni faktor. Na tom nivou opterećenja broj promena, dovoljan da prouzrokuje lom je mali, od stotinak promena do najviše sto hiljada [37,38].

Međutim, zamor materijala i njime uzrokovan konačni lom mogu biti izazvani i promenljivim opterećenjima, na nivou elastičnih napona, koja u materijalu uzrokuju opterećenja čije su vrednosti niže od granice popuštanja materijala. Plastične deformacije su tada izrazito lokalizovane i javljaju se tek u neposrednoj blizini koncentratora opterećenja. Broj ciklusa opterećenja potreban za razvoj prsline i njihov rast do kritične veličine u takvim okolnostima može biti izrazito visok ($N > 10^4$), pa se takav tip zamora naziva *visokociklični zamor materijala* [37,38].

Kod savremenih konstrukcija sreću se oba tipa zamora. Visokociklični zamor je tipičan za opremu kod koje se funkcija ostvaruje uz obrtno kretanje ili vibracije visoke učestalosti (motorna vozila, avioni, brodovi, kompresori, turbine, pumpe, generatori, mostovi, kranovi). Niskociklični zamor je tipičan za reaktore, posude i cevovode pod pritiskom izložene podizanju pritiska u vidu punjenja ili izložene smanjenju pritiska u vidu pražnjenja.

Kao što je pomenuto, NCZ karakteristiše postojanje makroskopske ciklične plastične deformacije, iskazane petljom histerezisa. Bitna karakteristika NCZ se odvija u ograničenom broju ciklusa, koja zavisi od čvrstoće i plastičnosti materijala. Za konstrukcione plastične čelike je broj promena ograničen na oko 5×10^4 ciklusa. Ovi podaci se odnose na aksijalno opterećene glatke epruvete izložene ciklusima konstantnog napona ili konstantne deformacije [16].

4.1. Ponašanje materijala pri niskocikličnom zamoru

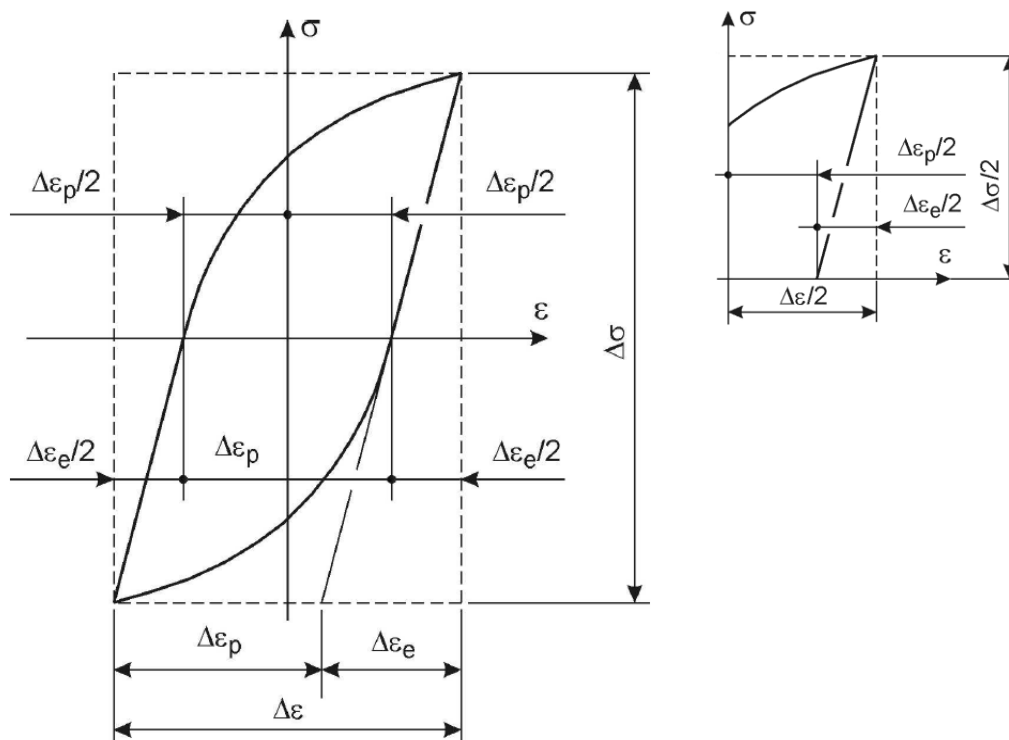
Ispitivanjem ponašanja materijala pri dejstvu promenljivog opterećenja treba odrediti parametre koji će pomoći da se realizuje konstrukcija sigurna u odnosu na zamorni lom. Generalno, važna su tri parametra:

- koliki je promenljivi napon koji može deo konstrukcije podneti da ne dođe do nastajanja zamorne prsline,
- koliki broj promena opterećenja može da izdrži opterećeni deo sa prslinom koja raste i
- pri kolikom naponu neće doći do rasta postojeće prsline.

Ponašanje materijala pri NCZ se određuje eksperimentalno pomoću glatkih epruveta pri konstantnoj amplitudi. Među podacima o ispitivanju i rezultatima se zahtevaju opis epruvete i opreme, okolina u kojoj je obavljeno ispitivanje, uslovi i postupak ispitivanja (frekvencija, oblik opreme i način zadavanja opterećenja, minimalna i maksimalna deformacija), napon i deformacija u toku procesa (početna vrednost napona i deformacija i vrednost opsega plastičnih deformacija, dijagrami), broj ciklusa do loma i usvojena definicija loma. Najvažniji pokazatelj NCZ je ukupna veličina ciklične plastične deformacije na osnovu koje je moguće formulirati empirijske zavisnosti promenljivog napona, ukupne deformacije i zamornog veka materijala [22].

Naponsko-deformacioni odziv pri NCZ oblika je histerezijsne petlje. Raspon deformacija, $\Delta\varepsilon$ odgovara ukupnoj širini petlje dok raspon napona, $\Delta\sigma$ odgovara ukupnoj visini petlje. Na sl. 4.1. je izdvojena jedna idealizovana stabilizovana petlja gde su prikazane ukupna visina i širina petlje. Amplituda napona jednaka je polurasponu napona. Ukupna deformacija, $\Delta\varepsilon$ je jednaka zbiru ukupne elastične, $\Delta\varepsilon_e$ i ukupne plastične deformacije, $\Delta\varepsilon_p$ [39,40,41,42,43]. Uvođenjem amplituda deformacija preko odgovarajućih poluraspona dobijamo sledeće:

$$\frac{\Delta\varepsilon_u}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (4.1.)$$



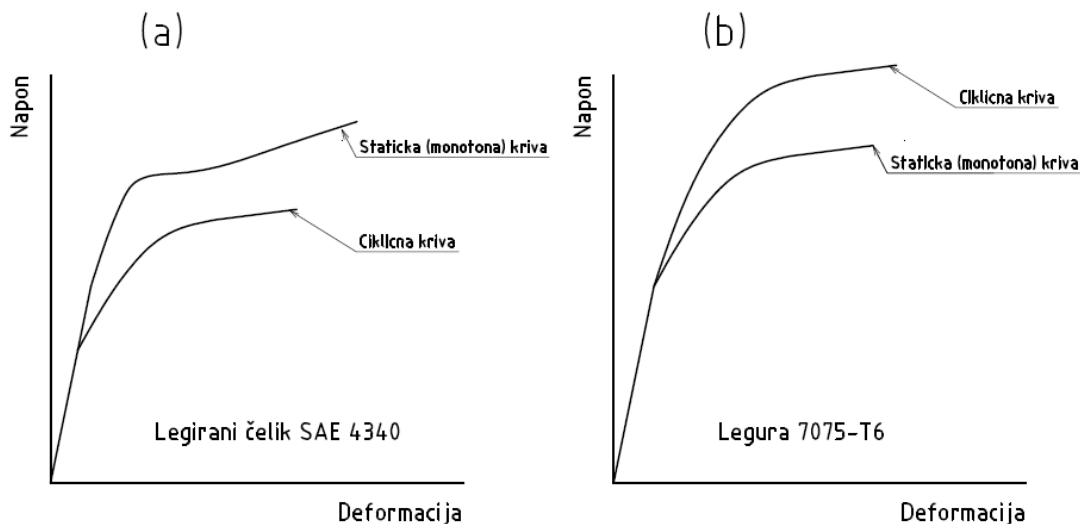
Slika 4.1. Idealizovana histerezijsna petlja [44] sa izdvojenom 1/4 histereze

U slučaju ocene otpornosti konstrukcije pri zamoru materijala monotona naponsko-deformaciona kriva se zamenjuje krivom histerezijsa, koja definiše opsege napona, $\Delta\sigma$ i deformacije, $\Delta\varepsilon$. Tačnije, familija stabilizovanih histerezijskih petlji za razne opsege deformacija se koristi za definiciju ciklične naponsko-deformacione krive za dati materijal. Površina u petlji histerezijsa predstavlja energiju po jedinici zapremine, rasutu

po ciklusu najvećim delom u obliku toplote. Važno je spomenuti da promenljivo opterećenje menja svojstva materijala, koja se odnose na zavisnost napona i deformacija. Zbog toga je potrebno detaljno proučiti koji se sve uticaji iskazuju pri promenljivom opterećenju [45,46].

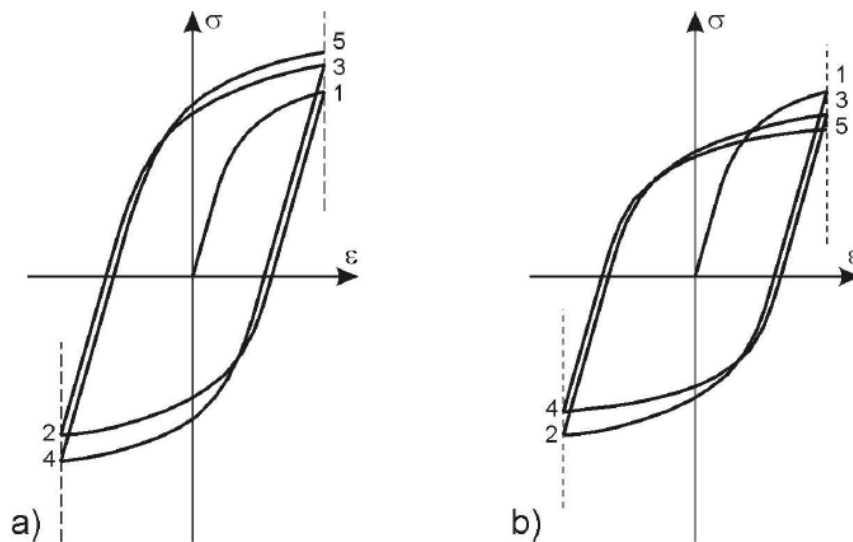
Veličina petlje histerezisa zavisi od opsega deformacije, $\Delta\varepsilon$ i opsega napona, $\Delta\sigma$. Ojačavanje ili slabljenje pri promenljivom opterećenju se iskazuju merenjem $\Delta\sigma$ pri konstantnoj amplitudi deformacije i brojem ostvarenih ciklusa [47].

Ciklično slabljenje se javlja, kada je ciklična kriva ispod monotone odnosno statičke (a), dok se ciklično ojačavanje javlja ako je iznad nje (b), sl. 4.2. Razlika između ove dve krive varira, nekad je mala a nekad značajna, što ukazuje na različito delovanje zamora. U radovima [48,49,50] je dato poređenje monotone i ciklično naposko-deformacione krive u vidu određivanja slabljenja ili ojačavanja materijala.



Slika 4.2. Ciklične i monotone (statičke) naposko-deformacione krive za različite materijale [22]

Analogno prethodnoj slici, na sl. 4.3. se može pratiti način na koji materijal postiže svoja konačna svojstva pri plastičnom ponašanju. Promena napona sa vremenom pokazuje njegovo povećanje pri ojačavanju i njegovo smanjenje pri slabljenju što jasno govori da pri konstantnom opsegu napona ciklično ojačavanje uslovljava smanjene deformacija, a ciklično slabljenje dovodi do njihovog povećavanja [16].



Slika 4.3. Ciklično ojačavanje (a) i ciklično slabljenje (b) [44]

Glavne pretpostavke na kojima se zasniva ponašanje materijala pri NCZ su:

- otvorenost petlje histereza je mala i zanemaruje se,
- plastične deformacije ne menjaju elastične konstante materijala,
- deo ciklusa koji odgovara prvoj četvrtini ciklusa na sl. 4.3. do tačke 1 zanemaruje se i
- promene srednjih vrednosti napona i deformacija su male i zanemaruju se [44].

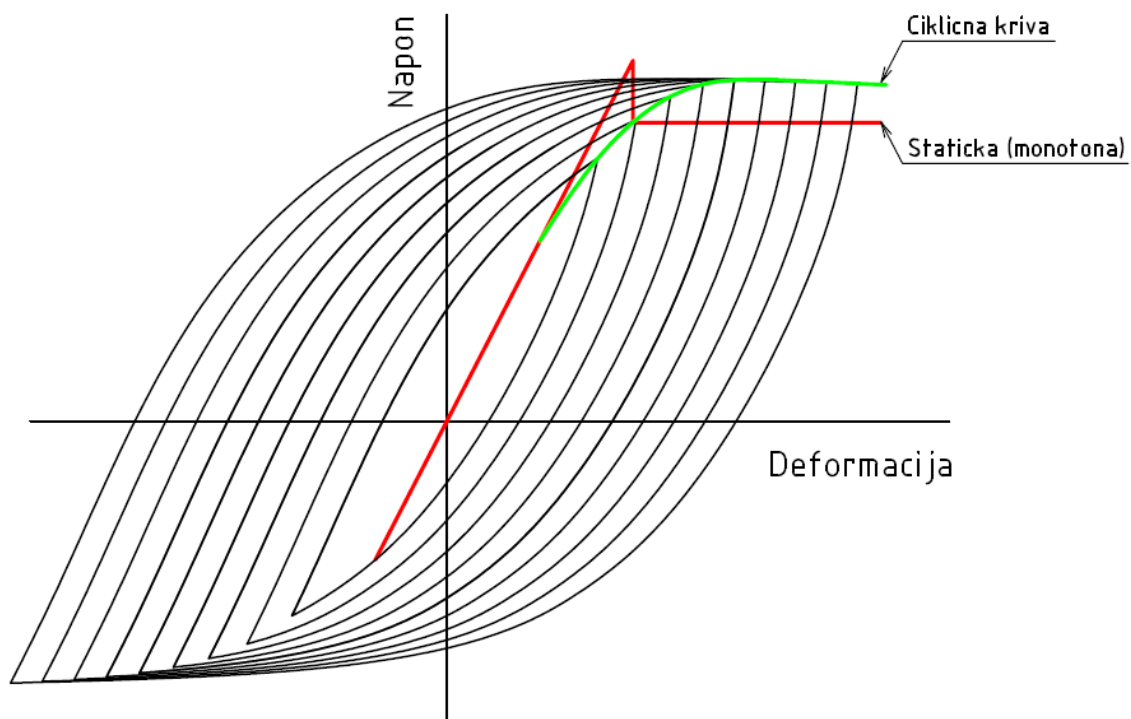
Dakle, koliko je za radnu sposobnost u uslovima visokocikličnog zamora, kada pretežno postoje samo elastične deformacije, od značaja bila visoka dinamička čvrstoća, kod NCZ tu ulogu igra visoka ciklična plastičnost materijala [51].

Stoga, u okviru ispitivanja ponašanja pri NCZ postiže stabilizovano stanje u vidu *stabilizovane histereze*, koja je predstavnik svih histereza. Pomoću stabilizovane histereze se dalje određuju svi potrebni parametri za definisanje ponašanja materijala pri zamarajućem opterećenju. Stabilizovana histereza za ciklus, N_s , u oblasti stabilizacije, se određuje kao polovina *broja ciklusa do iniciranja prsline*, N_f [49,52,53,54,55,56,57]. Takođe u teorijskoj analizi NCZ za broj ciklusa do iniciranja prsline, N_f može se naći drugačiji naziv kao što je *broj ciklusa do pojave zamorne prsline* odnosno vek trajanja bez postojanja zamorne prsline [58]. U cilju definisanja i opisivanja procesa NCZ potrebno je odrediti:

- linearizovanu stepenu funkciju amplituda napona-amplituda plastične deformacije,
- ciklično naponsko-deformacionu krivu i
- elastičnu i plastičnu komponentu krive deformacija-vek i posle krivu deformacija-vek.

4.2. Poređenje ciklične naponsko-deformaciona krive sa monotonom naponsko-deformacionom krivom u cilju ocene ponašanja materijala

Jedna od najbitnijih krivih za opisivanje ponašanja materijala pri niskocikličnom opterećenju je *ciklična naponsko-deformaciona kriva*. Za razliku od *monotone naponsko-deformacione krive*, koja se koristi u proračunima statičke čvrstoće, ciklična naponsko-deformaciona kriva se koristi u proračunima zamorne čvrstoće i upravo se ove dve krive na kraju proračuna porede zbog ocene ponašanja materijala [59]. Definisanje i dobijanje ciklične naponsko-deformacione krive je pomoću familije stabilizovanih histerezisnih petlji odnosno njihovim spajanjem pri zamarajućem opterećenju, konstantnim opsegom deformacija različite vrednosti na epruvetama jedne serije (sl. 4.4.) [60,61].



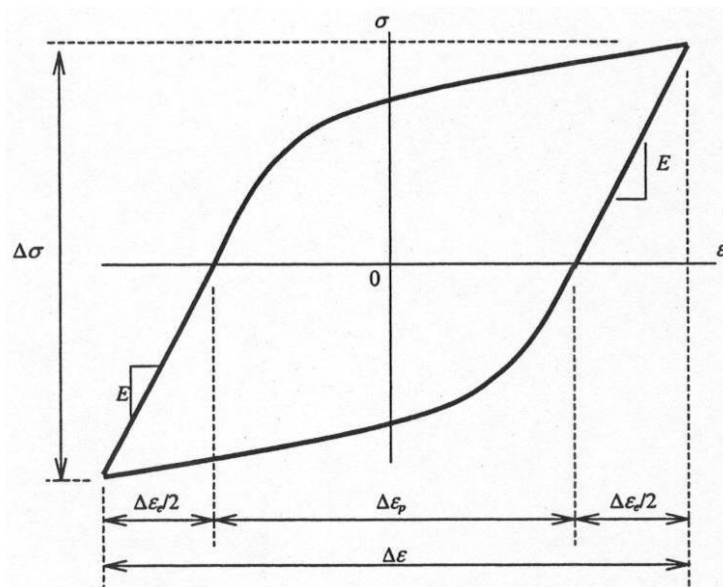
Slika 4.4. Ciklična naponsko-deformaciona kriva i petlja histerezisa [59,60]

Ciklična naponsko-deformaciona kriva predstavlja zavisnost amplitude (poluraspona) napona, $\Delta\sigma/2$ od amplitude ukupne deformacije, $\Delta\varepsilon/2$. Za konstruisanje ciklične krive koriste se podaci dobijeni iz stabilizovane histereze. Amplituda ukupne

deformacije (4.1.) se sastoji od amplitude plastične i amplitude elastične deformacije. Elastična komponenta je bazirana na Hukovom zakonu preko relacije [35]:

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} \quad (4.2.)$$

gde je E modul elastičnosti, određen iz stabilizovane histereze (sl. 4.5.).



Slika 4.5. Određivanje modula elastičnosti iz stabilizovane histereze pomoću Hukovog zakona [59]

Između amplitude napona, $\Delta\sigma/2$ i amplitude plastične deformacije, $\Delta\varepsilon_p/2$ postoji veza koja je definisana stepenom funkcijom:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K' \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \right)^n \quad (4.3.)$$

gde se inverzijom dobija izraz

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.4.)$$

U prethodnom izrazu figurišu dve ciklične karakteristike koje se koriste u velikoj meri u definisanju ocene zamornog ponašanja materijala [53,54,62,63,64]:

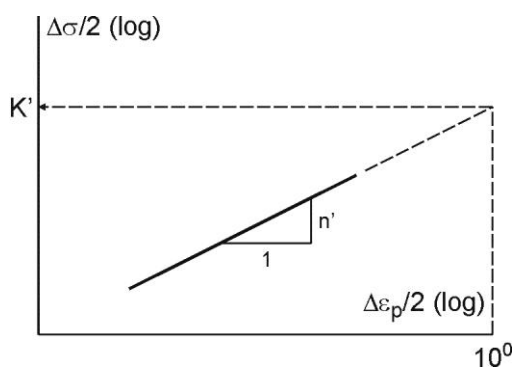
K' -koeficijent ciklične čvrstoće i
 n' -eksponent cikličnog deformacionog ojačavanja.

Vrednosti cikličnog eksponenta n' se kod metala nalaze između 0,05 i 0,25 pri čemu vrednosti iznad 0,15 odgovaraju ojačavanju, a ispod 0,15 slabljenju materijala. Ovo je samo orijentaciono predviđanje, a u svakom slučaju kod NCZ su neophodni eksperimentalni rezultati [16,59].

Relacija (4.3.) se logaritmuje, linearizuje i na kraju se dobija jednačina prave oblika $y=kx+n$ koja se naziva *stepena funkcija amplituda napona-amplituda plastične deformacije* [41]:

$$\log \frac{\Delta\sigma}{2} = n' \log \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} + \log K' \quad (4.5.)$$

U njenom eksperimentalnom određenom obliku se uočava vrednost eksponenta cikličnog deformacionog ojačavanja, n' , dok se do vrednosti koeficijenta ciklične čvrstoće, K' , mora doći inverzijom. Linearizovana stepena funkcija amplituda napona–amplituda plastične deformacije sa ilustrovanim značenjem n' i K' , je data na sl. 4.6.

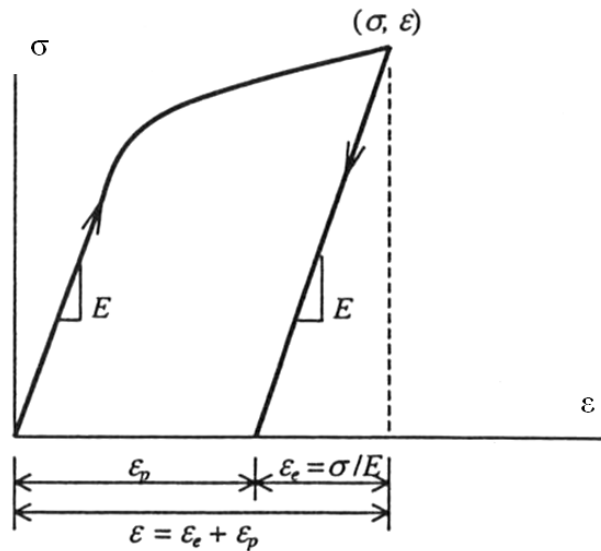


Slika 4.6. Linearna stepena funkcija amplituda napona-amplituda plastične def. [35]

Izračunavanjem vrednosti eksponenta, n' i koeficijenta, K' , dobija se jednačina ciklične naponsko-deformacione krive sabiranjem izraza (4.2.) i (4.4.) na osnovu (4.1.) i predstavlja *Ramberg-Ozgodovu relaciju* [61,62,65]:

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n}} \Rightarrow \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.6.)$$

Razlika između proračuna za dobijanje ciklične naponsko-deformacione krive i monotone naponsko-deformacione krive je u načinu određivanja cikličnih odnosno monotonihih karakteristika materijala. Naime, kod ciklične krive se koriste podaci dobijeni iz stabilizovane histereze (sl. 4.5.) dok kod monotone krive se koriste podaci dobijeni iz prve četvrtine prvog ciklusa (sl. 4.7.).



Slika 4.7. Prva četvrtina dijagrama ciklusa $N=1$ [59]

Kao i kod ciklične krive, za konstruisanje monotone naponsko-deformacione krive upotrebljena je Ramberg-Ozgdova relacija za 1/4 prvog ciklusa [47,66,67]:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.7.)$$

gde su definisani [41,42,50,68]:

K -koeficijent monotone čvrstoće i

n -eksponent monotonog deformacionog ojačavanja.

EkspONENT, n i koeficijent, K su dobijeni konstruisanjem linearizovane stepene funkcije napon-plastična deformacija, koja je zasnovana na relaciji:

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n \quad (4.8.)$$

Logaritmovanjem izraza (4.8.) a kasnije linearizovanjem se dobija jednačina prave oblika $y=kx+n$ koja se naziva stepena funkcija napona-plastične deformacije, iz koje se izdvajaju vrednosti eksponenta, n i koeficijenta, K :

$$\log \sigma = n \log \varepsilon_p + \log K \quad (4.9.)$$

Na kraju se dobija Ramberg-Ozgodova relacija za monotonu naponsko-deformacionu krivu (4.7.), pomoću koje se konstruiše ista. Primeri su dati na sl. 4.2. i sl. 4.4. Važno je napomenuti, posmatrajući dijagram na sl. 4.7., da se plastična a samim tim i posle elastična deformacija dobija povlačenjem prave paralelne početnoj elastičnoj pravoj do tačke (σ, ε) [59,73,77].

4.3. Kriva deformacija-vek i predviđanje veka konstrukcija izloženih niskocikličnom zamoru

Pomoću *krive deformacija-vek* takođe poznate kao *osnovna kriva niskocikličnog zamora*, koja ujedno predstavlja zavisnost amplitude ukupne deformacije, $\Delta\varepsilon/2$ od broja ciklusa do iniciranja prsline, N_f može se tačno odrediti udeo plastične i elastične komponente materijala pri dejstvu niskocikličnog promenljivog opterećenja. Zato se pomenuta zavisnost može zapisati [35]:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varphi(N_f) \quad (4.10.)$$

Kriva deformacija-vek sve podatke koji su potrebni uzima iz već određene stabilizovane histereze. Elastična i plastična komponenta ukupne amplitude deformacije zavise od broja ciklusa do iniciranja prsline, N_f :

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \varphi_1(N_f) \quad \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varphi_2(N_f) \quad (4.11.)$$

Nakon definisanja zavisnosti elastične i plastične komponente i broja ciklusa, N_f , u proračunu se koristi Velerova kriva, koja se linearizuje pomoću sledećeg izraza [59]:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f N_f^b \quad (4.12.)$$

gde su sledeći pojmovi, od kojih poslednja dva predstavljaju parametre NCZ [39,40,47,49]:

$\Delta\sigma/2$ -amplituda napona pri čistom naizmenično promenljivom opterećenju,

N_f -broj ciklusa do iniciranja prsline

σ'_f -koeficijent zamorne čvrstoće i

b -eksponent zamorne čvrstoće.

Ubacivanjem relacije (4.12.) u relaciju (4.2.) dobija se:

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} N_f^b \quad (4.13.)$$

što na kraju prikazuje oblik zavisnosti $\Delta\varepsilon_e/2 = \varphi_1(N_f)$.

Koeficijent zamorne čvrstoće, σ'_f je definisan pri naponu prvog ciklusa i približno je jednak zateznoj čvrstoći dok eksponent zamorne čvrstoće, b za većinu metala ima vrednost između -0,05 i -0,12. Što je eksponent b manji, zamorni vek je duži [16].

S obzirom da je oštećenje pri NCZ prouzrokovano cikličnom plastičnom deformacijom, zamorni vek treba da poveže broj promena opterećenja sa amplitudom deformacije.

Shodno tome, u prošlosti je ustanovljena empirijska funkcija u stepenom obliku:

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' N_f^c \quad (4.14.)$$

koja predstavlja konačan oblik zavisnosti $\Delta \varepsilon_p/2 = \varphi_2(N_f)$, poznatiji u literaturi kao *Manson-Kofinov oblik* [48,69] gde su definisani sledeći parametri NCZ [41,47,62,70]:

ε_f' -koeficijent zamorne duktilnosti i
 c -eksponent zamorne duktilnosti.

Zamorni koeficijent duktilnosti, ε_f' je definisan kao deformacija koja odgovara prvom ciklusu i približno je jednaka izduženju pri lomu u ispitivanju zatezanjem kod velikog broja metala. Eksponent zamorne duktilnosti, c za metale iznosi između 0,5 i 0,7. Manje vrednosti c odgovaraju dužem zamornom veku [16].

Elastična (4.13.) i plastična komponenta (4.14.) u log-log koordinatnom sistemu se linearizuju i transformišu u jednačine pravih radi lakšeg određivanja koeficijenata i eksponenata pomoću kojih se konstruiše kriva deformacija-vek:

$$\log \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = b \log N_f + \log \frac{\sigma_f'}{E} \quad (4.15.)$$

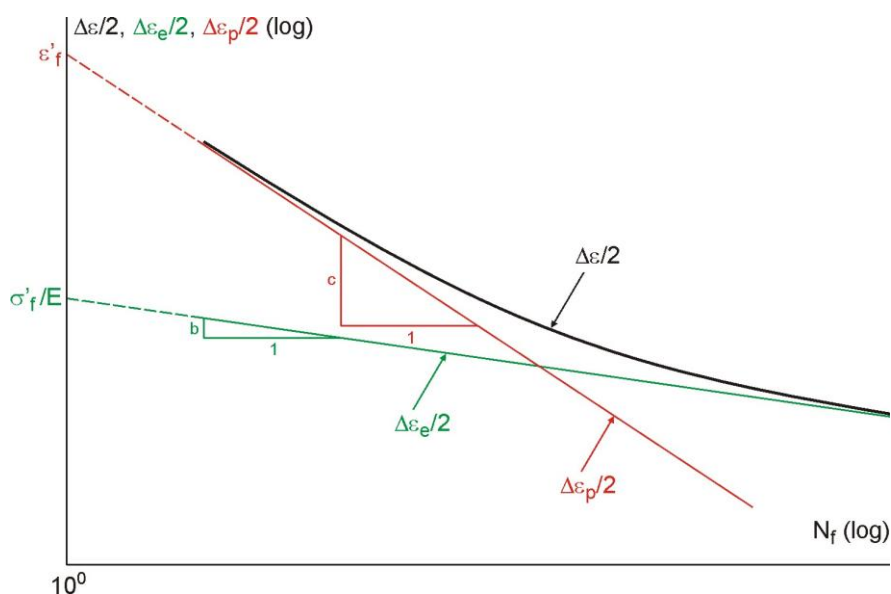
$$\log \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = c \log N_f + \log \varepsilon_f' \quad (4.16.)$$

Sabiranjem izraza (4.13.) i (4.14.) dobija se konačna *jednačina krive deformacija-vek*, u literaturi poznatija kao *Manson-Kofinova relacija* [50,66,71]:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} N_f^b + \varepsilon_f' N_f^c \quad (4.17.)$$

pomoću koje je predstavljen osnovni oblik zavisnosti u (4.10.).

Nakon definisanja gore navedenih izraza, pomoću kojih su dobijene vrednosti svih koeficijenata i eksponenata parametara NCZ koji se odnose na elastičnu i plastičnu komponentu, konstruiše se krive deformacija-vek kao na sl. 4.8.



Slika 4.8. Kriva deformacija-vek (osnovna kriva niskocikličnog zamora) zajedno sa elastičnom i plastičnom komponentom [35,39,41,42,49,50]

Dakle, na sl. 4.8. su prikazane deformacijske zavisnosti u zamornom veku gde je uočljivo da je kriva deformacija-vek asimptota plastičnoj krivoj za velike opsege deformacija u ciklusu, a asimptota elastičnoj krivoj za male opsege deformacija u ciklusu.

Presek krivih elastične i plastične komponente na sl. 4.8. označava prelaznu tačku odnosno prelazni vek, koji se dobija izjednačavanjem navedenih komponenti (4.13. i 4.14.):

$$\frac{\sigma_f'}{E} N_f^b = \epsilon_f' N_f^c \quad (4.18.)$$

odakle se dobija izraz za prelazni vek [44,50,59]:

$$N_f = \left(\frac{\epsilon_f' E}{\sigma_f'} \right)^{\frac{1}{b-c}} \quad (4.19.)$$

4.4. Projektovanje konstrukcija u odnosu na zamarajuće opterećenje

Kako su inženjerske konstrukcije u praksi obično kompleksne, njihov dinamički odgovor na specifične pobude se može odrediti približnim metodama.

Glavno pitanje koje se postavlja prilikom projektovanja u odnosu na zamor materijala je da li postoji opasnost od nastajanja prslina koje prethodi nastajanju većih zamornih oštećenja. Generalno, metode projektovanja su razvijene u dijapazonu od beskonačnog zamornog veka do prihvatljivog (određenog) veka.

Za projektovanje sa sigurnim vekom, granice sigurnosti mogu biti iskazane preko veka, prema opterećenju ili prema zahtevu da obe granice moraju biti ispunjene (kao što je slučaj kod standarda ASME za parne kotlove) [22]. Primer neograničene sigurnosti kao metode je ventilna opruga motora, koja zahteva projektne napone niže od zamorne čvrstoće jer je ovaj deo izložen delovanju miliona jednolikih ciklusa.

S druge strane, projektovanje sa sigurnošću od zamora, za ograničeni vek, se zasniva na zamornoj čvrstoći i uticaju drugih faktora. Proračuni se mogu temeljiti na:

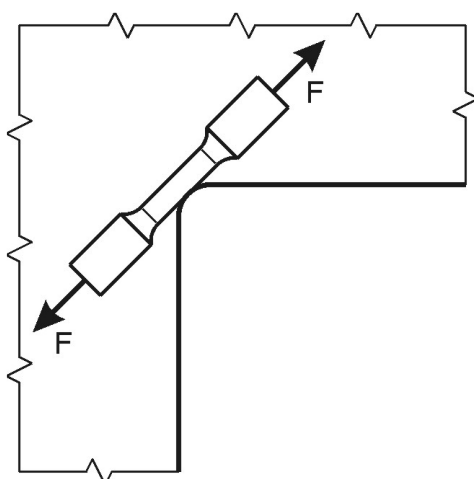
- zavisnosti napon-vek,
- zavisnosti deformacija-vek i
- rastu prsline.

Pojava zamorne prsline se dopušta prilikom projektovanja sa sigurnošću od loma, čime je konstrukcija oblikovana tako da prslina ne dovede konstrukciju do loma pre nego što se prslina otkrije i posmatrani mašinski deo remontuje. Analiza mehanike loma je veoma pogodna za ovakav način projektovanja jer ona proverava da li će prslina dovoljno napredovati da izazove lom pre nego što može biti otkrivena u periodičnoj kontroli. Zaključak je da je potrebno izabrati materijale sa sporim širenjem prsline i visokom žilavošću loma [22].

Kako je i pomenuto, postoje razne metode za predviđanje inicijalnih oštećenja u procesu projektovanja koje kao rezultat imaju određivanje zamornog veka. Među samim metodama postoji podela u zavisnosti od tipa deformacije (elastične ili plastične) kao i broja ciklusa (mali ili veliki broj predviđenih ciklusa do pojave prsline ili loma). Stoga u zavisnosti od navedenog, postoje metode koje se primenjuju u oblastima visokocikličnog i niskocikličnog zamora.

Karakteristične za visokociklični zamor su metode nominalnih i lokalnih napona, gde su deformacije dominantno elastične a broj ciklusa do pojave zamorne prsline veći od 5×10^4 . Takođe, zamorni vek se određuje prema Velerovoj krivoj za dimenzionisanje mašinskog dela u pogledu faktora koncentracije napona, geometrije, materijala, izrade materijala, vrste naprezanja kao i radnih uslova [35].

Pošto se ovaj rad bavi NCZ, interesantnija za proučavanje je *metoda lokalnih deformacija*. Ova metoda se primenjuje u kritičnim tačkama mašinskih delova gde se osim elastičnih pojavljuju lokalne plastične deformacije (sl. 4.9.) [35].



Slika 4.9. Metoda lokalnih deformacija-ilustrativno [35]

Korišćenje metode lokalnih deformacija podrazumeva poznavanje cikličnih karakteristika materijala od kojih je izrađen ili će se izraditi konkretan mašinski deo. Ciklične karakteristike i parametri NCZ podrazumevaju skup podataka o modulu elastičnosti, koeficijentima, eksponentima potrebnim za definisanje ciklične naponsko-deformacione krive, kao i krive deformacija-vek.

Za ispitivanje lokalnog NCZ, koriste se cilindrične glatke epruvete, sa kojima se može simulirati zamaranje u podnožju zareza mašinskih delova. Ekvivalentni tokovi zamaranja javljaju se kod same epruvete i u podnožju zareza ako su zajedno izloženi identičnoj naponsko-deformacionoj istoriji.

U narednoj glavi 4.5., detaljnije je opisan naponsko-deformacioni odziv u oblasti lokalnih deformacija, gde se zamorni vek određuje pomoću krive deformacija-vek i njenih modifikacija.

4.5. Naponsko-deformacioni odziv u oblasti lokalnih plastičnih deformacija

Bitna razlika između glatke epruvete i konkretnog mašinskog dela postoji u geometrijskom obliku, veličini poprečnog preseka, hrapavosti odnosno stanju spoljne površine. U pogledu toka i karaktera opterećenja kao i napona i deformacija postoje sledeći uticaji:

- amplituda,
- oblik toka ciklusa,
- frekvencija,
- naponsko-deformaciono stanje,
- akumulacija zamarajućeg oštećenja i
- agresivnost radne površine.

Osetljivost materijala u slučaju NCZ na koncentraciju pri elasto-plastičnoj analizi naponsko-deformacionih stanja razdvaja uticaj koncentracije napona od uticaja koncentracije deformacija. Iz toga proizilazi da se sa smanjenjem koncentracije napona povećava koncentracija deformacije i obrnuto. Važna činjenica je da povećanjem koncentrisane deformacije raste i udeo plastične deformacije koji ima veći uticaj na skraćenje zamornog veka nego elastična deformacija odnosno njoj odgovarajući napon [72].

Kod NCZ, uticaj frekvencije ciklusa je zbog postojanja velikih plastičnih deformacija mnogo više izražen nego u oblasti visokocikličnog zamora. Povodom toga potrebno je frekvenciju ispitivanja prilagoditi frekvenciji radnog opterećenja odnosno deformisanja.

U okviru ispitivanja uticaj amplituda deformacije je u najvišem stepenu istražen i figuriše kao najuticajnija veličina u odgovarajućim jednačinama.

Kritične tačke očekivanog stvaranja prsline stvarnih mašinskih delova izloženih NCZ su podnožja zareza u kojima osim elastičnih, se pojavljuju i lokalne plastične deformacije. Zarezi utiču na raspodelu napona i deformacija koja postaje neravnomerna. Usled toga se pojavljuje povećanje napona i deformacija u onim tačkama poprečnog preseka koje se nalaze u zoni podnožja zareza, na račun smanjenja napona i deformacija u preostaloj oblasti poprečnog preseka.

Naponsko-deformacioni odziv u kritičnim tačkama se identifikuje primenom nekoliko metoda [35]:

- mernim trakama,
- metodom konačnih elemenata (MKE) i
- metodom kojom se uspostavlja veza lokalnih napona i deformacija sa nominalnim vrednostima (koja će ovde biti razmatrana).

Prethodno je definisano da u oblasti NCZ postoje velike makroplastične deformacije, što se može okarakterisati kao makroplastičnost. Naponsko-deformaciono stanje u poprečnom preseku na mestima diskontinuiteta je mnogo složenije nego u oblasti elastičnosti i pri statičkom opterećenju. Zbog toga, pri dinamičkom opterećenju pored mikroplastičnog uticaja postoji i uticaj makroplastičnosti koji preovlađuje jer je on glavni uzrok višestruko kraćeg veka trajanja pri niskocikličnom nego pri visokocikličnom zamoru [73,74,75,76].

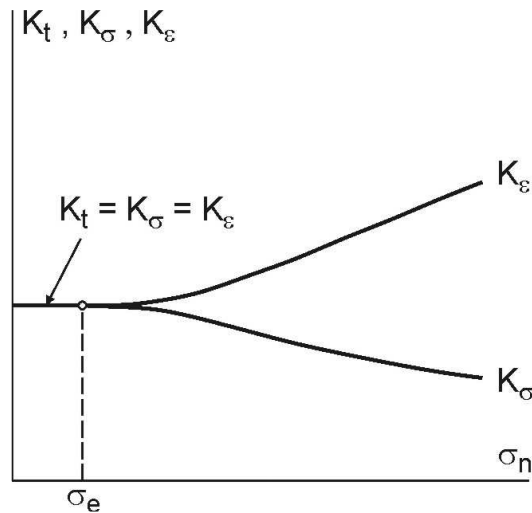
U oblasti elastičnosti to jest u oblasti do granice elastičnosti lokalni naponi u podnožju zareza su proporcionalni deformacijama i mogu se odrediti preko pomoću teorijskog faktora koncentracije napona, K_t . Teorijski faktor koncentracije se može razmatrati preko napona ili preko deformacija pa je faktor koncentracije napona jednak faktoru koncentracije deformacije i naziva se teorijski ili geometrijski faktor koncentracije.

U oblasti iznad granice elastičnosti, proporcionalnost napona i deformacije izostaje jer se veza između lokalnih, σ i nominalnih, σ_n , napona uspostavlja preko faktora koncentracije napona, K_σ , a veza lokalnih, ε i nominalnih deformacija, ε_n , preko faktora koncentracije deformacija, K_ε [77]:

$$K_\sigma = \frac{\sigma}{\sigma_n} \quad K_\varepsilon = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_n} \quad (4.20.)$$

Generalno, u oblasti elasto-plastičnosti deformacije brže rastu od napona, tako da je ova oblast daleko zastupljenija u problematici NCZ, pa će ona biti prvenstveno razmatrana.

Na sl. 4.10. prikazana je zavisnost faktora koncentracije K_t , K_σ i K_ε od nominalnog napona, σ_n .



Slika 4.10. Zavisnost faktora koncentracije od nominalnog napona [72]

Vidi se da do granice elastičnosti, σ_e faktori koncentracije K_t , K_σ i K_ϵ su izjednačeni to jest jednaki dok iznad ove granice faktor K_σ opada a faktor K_ϵ raste.

Među metodama identifikacije naponsko-deformacionog odziva u podnožju zarez, pomoću kojih se uspostavlja veza lokalnih napona i deformacija sa njihovim nominalnim vrednostima, najjednostavnija je metoda Nojbera (Nojberovo pravilo) u izvornom i modifikovanom obliku. Kao podrška konceptu lokalnih deformacija, važno je pomenuti značaj Nojberovog pravila i njegove modifikacija prema Sonsinu.

Nojberovo pravilo

Nojber je problem koncentracije napona pojednostavio za slučaj diskontinuiteta u vidu oštih parabolinih zarez na prizmatičnim telima napregnutim smicajnim naponima. Za tu svrhu je zavisnost napona od ukupne deformacije u oblasti malih elastično-plastičnih deformacija kakve su najčešće zastupljene u slučaju NCZ opterećenja, predstavljena prema Nojberu kao [78]:

$$\sqrt{K_\sigma K_\epsilon} = K_t \quad (4.21.)$$

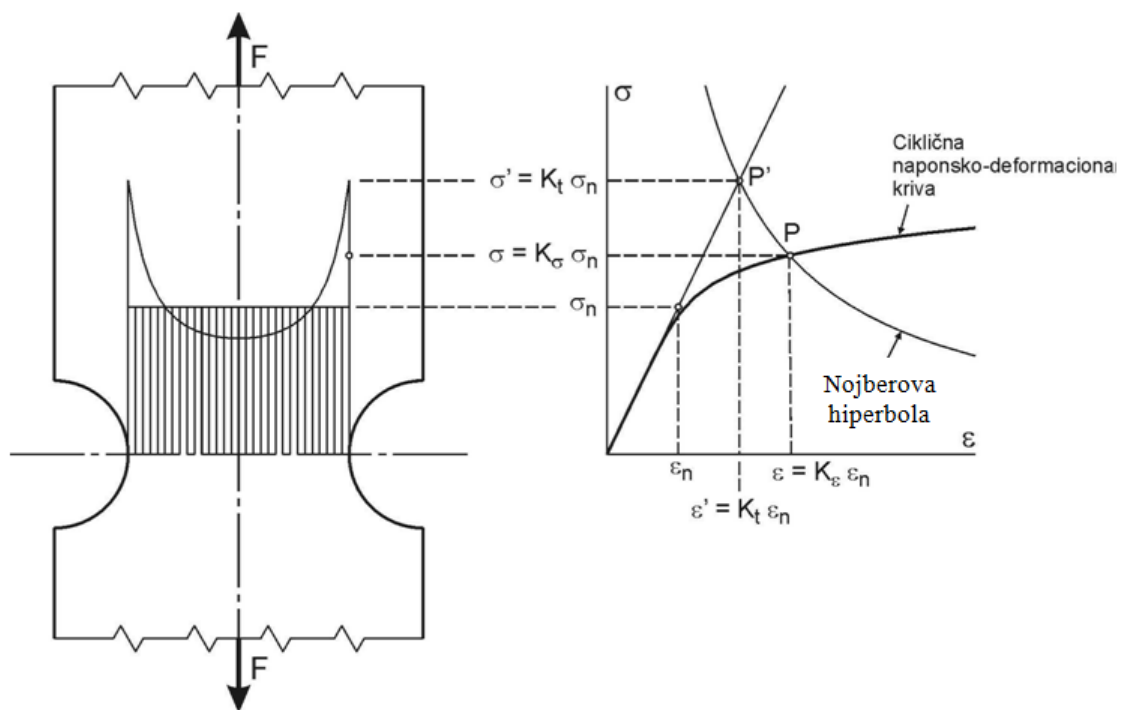
gde su: K_σ i K_ϵ - geometrijske sredine teorijskog faktora koncentracije, K_t .

Zavisnost (4.20.) pomoću izraza (4.21.) i pomoću relacije $\epsilon_n = \sigma_n / E$ definiše Nojberovu hiperbolu:

$$\sigma \varepsilon = \frac{K_t^2 \sigma_n^2}{E} \quad (4.22.)$$

Nojberova hiperbola kvantitativno obuhvata ekvivalenciju smanjenja koncentrisanog napona koja se manifestuje povećanjem plastičnih deformacija tako da proizvod napona i ukupne deformacije u najviše napregnutoj tački poprečnog preseka u dnu zareza ostaje konstantan u toku promenljivog opterećenja. Može se zaključiti da na tokove NCZ, slično slučaju statičkih opterećenja u oblasti elasto-plastičnosti, dominira uticaj makroplastičnosti [78].

Za identifikaciju lokalnog naponsko-deformacionog odziva, za vrednosti σ_n , K_t i E koristi se presečna tačka Nojberove hiperbole i monotone naponsko-deformacione krive pri statičkom opterećenju i ciklično naponsko-deformacione krive usled promenljivog opterećenja (sl. 4.11.) [35].



Slika 4.11. Nojberova hiperbola za identifikaciju lokalnog nap.-def. odziva [35]

Lokalni naponsko-deformacioni odziv, u uslovima promenljivog opterećenja, pri konstantnim rasponima deformacija, definisan je pomoću stabilizovanih histereza.

Vrednosti $\Delta\varepsilon$ i $\Delta\sigma$ stabilizovanih histereza se određuju pomoću Nojberove hiperbole oblika [77]:

$$\Delta\sigma\Delta\varepsilon = \frac{K_t^2 (\Delta\sigma_n)^2}{E} \quad (4.23.)$$

Koordinate presečnih tačaka Nojberove hiperbole (4.23.) i Masingove krive se koriste za vrednosti K_t , E , $\Delta\sigma_n$, $\Delta\varepsilon$ i $\Delta\sigma$. Masingova kriva se definiše prema hipotezi Masinga, množenjem sa 2 obeju strana ciklične naponsko-deformacione krive (4.6.):

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.24.)$$

Sa Masingovom krivom moguće je modelirati grane stabilizovanih histereza kojima se definiše naponsko-deformacioni odziv u kritičnoj tački konkretnog mašinskog dela izloženog delovanju NCZ. Ovo ima opravdanja jer prema hipotezi Masinga se mogu obrađivati histereze radnih i kritičnih stanja koje neće bitno uticati na ocenu radne sposobnosti. Dakle, na sl. 4.12. je prikazana promena nominalnog napona i lokalni naponsko-deformacioni odziv izazvan promenom nominalnog napona [77].



Slika 4.12. Promena nominalnog napona (a) i lokalni nap.-def.odziv (b) [35,77]

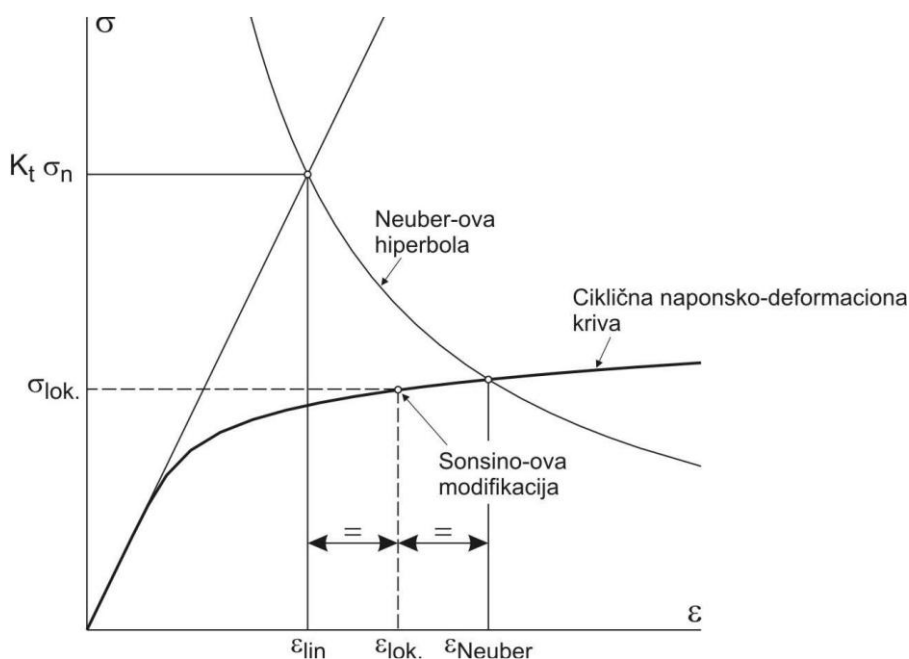
Sonsinova modifikacija

Na sl. 4.13., Sonsino je grafički predstavio vlastitu modifikaciju Nojberovog pravila, gde lokalni naponsko-deformacioni odziv prema Sonsinu je zasnovan na sledećoj relaciji [79,80]:

$$\varepsilon_{lok.} = \frac{\varepsilon_{lin} + \varepsilon_{Nojber}}{2} \quad (4.25.)$$

gde je:

$$\varepsilon_{lin} = \frac{K_t \sigma_n}{E} \quad (4.26.)$$



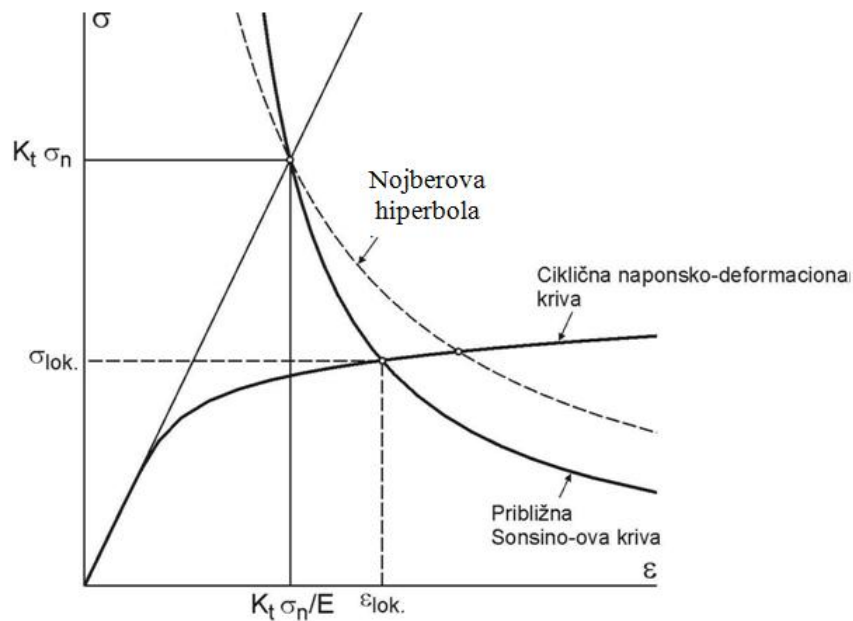
Slika 4.13. Sonsinova modifikacija i standardna Nojberova hiperbola-identifikacija lokalnog naponsko-deformacionog odziva [79,80]

Izraz (4.25.) predstavlja kompromis između Sonsinove modifikacije, koja pri elasto-plastičnom opterećenju u podnožju zarezra daje manju lokalnu deformaciju i Nojberovog pravila, koje se koristi za prizmatična tela sa oštrim zarezom sa vrlo malom plastičnom zonom i daje velike lokalne deformacije.

Približna jednačina Sonsinove krive je dobijena na osnovu izraza (4.22.), (4.25.) i (4.26.) [79,80]:

$$\varepsilon = \frac{1}{2} \left(\frac{K_t^2 \sigma_n^2}{\sigma E} + \frac{K_t \sigma_n}{E} \right) \quad (4.27.)$$

Analogno sl. 4.14., lokalni naponsko-deformacioni odziv je predstavljen koordinatama presečne tačke približne Sonsinove krive (4.27.) i ciklične naponsko-deformacione krive (4.6.).



Slika 4.14. Primena približne Sonsinove krive na lokalno naponsko-deformacioni odziv [72]

U slučaju promenljivog opterećenja kada je lokalni naponsko-deformacioni odziv definisan stabilizovanim histerezama, i određen koordinatama presečne tačke približne Sonsinove krive i Masingove krive, približna Sonsinova kriva prelazi u oblik [77]:

$$\Delta \varepsilon = \frac{1}{2} \left(\frac{K_t^2 (\Delta \sigma_n)^2}{\Delta \sigma E} + \frac{K_t (\Delta \sigma_n)}{E} \right) \quad (4.28.)$$

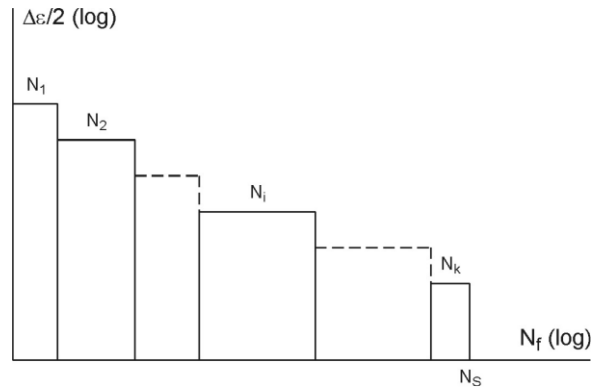
Za druge vrste opterećenja, na primer za savijanje i uvijanje, raspodela napona po poprečnom preseku je neravnomerna i za glatke oblike epruveta i delova, pa ovaj koncept proračuna sa vrednostima koncentrisanog napona i deformacija primenljiv je i u ovim slučajevima. Odgovarajuće parametre, kao teorijski faktor koncentracije napona i odgovarajuću ciklično naponsko-deformacionu krivu, treba odrediti prema datoj vrsti opterećenja. U tu svrhu se određuju i ostali karakteristični parametri procesa NCZ [72].

4.6. Akumulacija oštećenja pri niskocikličnom zamoru

Problem akumulacije zamarajućeg oštećenja konkretnog mašinskog dela pri zadatom spektru deformacija svodi se na dva osnovna zadatka. Prvi zadatak je određivanje odgovarajućih stepena oštećenja u svakoj pojedinoj stepenici na osnovu odgovarajućih ispitivanja pri konstantnim amplitudama pri istim karakteristikama promenljivosti, a drugi zadatak je sumiranje stepena oštećenja po svim stepenicama u ukupan ili totalni stepen oštećenja. Preciznije objašnjeno, da bi se analitički rešio problem procene niskocikličnog zamornog veka potrebno je da vremenski tok opterećenja, snimljen za reprezentativni interval vremena, dekomponuje na niz ciklusa sortiranih po nivou i broju pojavljivanja. Dekomponovanje ovakvog tipa čini spektar oštećenja koji se primenom analitičkih i/ili numeričkih metoda može transformisati u stepenasti spektar amplituda deformacija [72].

Tokovi ekstremnih vrednosti napona pri konstantnim amplitudama ukupne deformacije mogu da predstavljaju tokove zamaranja kao zavisnost ekstremnih vrednosti unutrašnjeg otpora deformisanja od vremena odnosno od tekućeg broja ciklusa deformacije. Ovi tokovi su u većini slučajeva takvi da je u početnim ciklusima promena ekstremnih vrednosti najviše izražena a posle toga sve manja i manja. Zato se smatra da posle toga nastupa zona stabilizacije kada su promene vrlo male i u većini slučajeva se zanemaruju nezavisno od cikličnog slabljenja ili ojačavanja. Tok zamaranja koji se zasniva pri ovakvim zavisnostima se može linearizovati, što u maloj meri odstupa od stvarnog toka ali u znatnoj meri olakšava određivanje stepena oštećenja.

Na sl. 4.15. je dat stepenasti spektar amplituda deformacija gde stepenica i -tog nivoa ima N_i ciklus.



Slika 4.15. Stepenasti spektar amplituda deformacija [35]

Stepen oštećenja u svakoj stepenici u oblasti NCZ se svodi na hipotezu o akumulaciji oštećenja. Hipoteza polazi od toga da se procesu zamora mašinskog dela akumuliraju zamarajuće oštećenje koje zavisi od broja i nivoa ciklusa deformacija za dati nivo.

Najjednostavnija i najzastupljenija je Palmgren-Minerova hipoteza bazirana na linearnoj akumulaciji oštećenja, u kojoj se stepen oštećenja, D_i za jednostepeni spektar deformacija predstavlja linearnom funkcijom [81,82,83,84]:

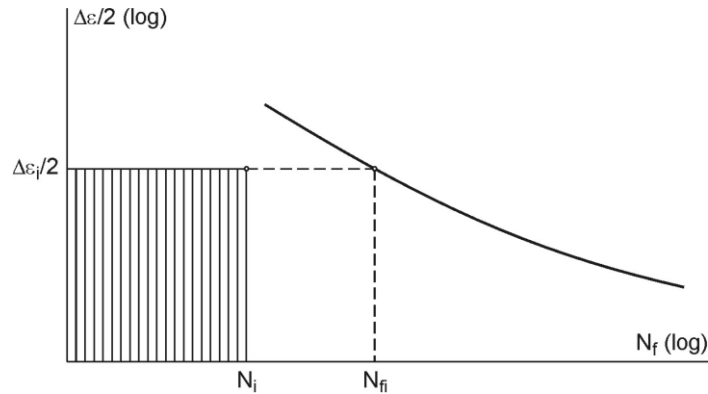
$$D_i = k N_i \quad (4.29.)$$

gde su:

k -koeficijent linearnosti i

N_i -broj ciklusa deformacije do kritične pojave pri promenljivom opterećenju istom konstantnom amplitudom ukupne deformacije do usvojene kritične pojave to jest zamorne prsline ili do loma.

Spektar amplituda deformacija opsega, N_s , sličan spektru sa sl. 4.15., pomaže da se i -ti nivo amplitude deformacija izjednači sa nivoom amplitude deformacija kod odgovarajuće krive NCZ i broja ciklusa, N_i u i -toj stepenici, i uporedi sa brojem ciklusa do iniciranja zamorne prsline, N_{fi} na tom i -tom nivou (sl. 4.16.) [82].



Slika 4.16. Amplituda deformacije i -te stepenice izjednačena sa nivoom amplitude deformacije odgovarajuće krive NCZ [82]

U trenutku iniciranja zamorne prsline, za $N_i=N_{fi}$, stepen oštećenja bi dostigao maksimalnu vrednost jer bi on kao i u slučaju ispitivanja epruveta u uslovima kontrolisanih deformacija rastao sa povećanjem broja ciklusa, N_i .

Stepeni oštećenja u stepenicama su skalarne veličine, pa je zbog toga za ukupan stepen oštećenja po svim stepenicama, D_s potrebno izvršiti algebarsko sumiranje stepena oštećenja po stepenicama. Dakle, u sledećoj relaciji je definisan slučaj pojave inicijacije zamorne prsline pri odgovarajućem broju ciklusa, N_{fi} u proizvoljnoj i -toj stepenici, gde figuriše jednostepeni spektar napona/deformacije $D_i=N_i/N_{fi}$ [72]:

$$D_s = \sum_{i=1}^k D_i = \sum_{i=1}^k \frac{N_i}{N_{fi}} \leq 1 \quad (4.30.)$$

Relacija (4.30.) pokazuje da će se iniciranje zamorne prsline na konkretnom mašinskom delu dogoditi posle z puta ponovljenog ukupnog stepena oštećenja ($z=1/D_s$), kada akumulirano oštećenje, D dostigne vrednost [35]:

$$D = zD_s = \frac{1}{D_s} = 1 \quad (4.31.)$$

Ukoliko je obrada bloka opterećenja koji se ponavlja, rezultat spektra opterećenja, onda se broj spektra, z (4.31.) može zameniti sa brojem blokova, B , a

oštećenje od spektra, D_s sa oštećenjem od bloka, B , pa uslov za iniciranje prsline dobija oblik:

$$D = BD_B = B \sum_{i=1}^k \frac{N_i}{N_{fi}} = 1 \quad (4.32.)$$

i u tom slučaju je niskociklični zamorni vek izražen u blokovima, jednak recipročnoj vrednosti oštećenja, D_B :

$$NCZV = \frac{1}{D_B} \quad (4.33.)$$

Palmgren-Minerova hipoteza još nije u potpunosti potvrđena prilikom eksperimentalnih rezultata dobijenih zamaranjem pri datim spektrima deformacija u oblasti NCZ. Oštećenje D u gore navedenim izrazima praktično odstupa od jedinice i za oblast NCZ se kreće od 0,6 do 1,6. Za ovako širok dijapazon odstupanja od jedinice, razlozi leže u nedostacima ove hipoteze jer ona ne uzima redosled nastupanja pojedinih stepenica u spektru niti prelaze stepenica sa jednog na drugi nivo, odnosno ona zanemaruje interakciju između različitih nivoa deformacija. Pomenuta hipoteza o linearnoj akumulaciji oštećenja uz sve prisutne nedostatke se zbog svoje jednostavnosti i dalje koristi [72].

Važna činjenica se ogleda u tome da zadovoljavajući rezultati primene Palmgren-Minerova hipoteze u oblasti NCZ se mogu dobiti ukoliko se pri zadatom opterećenju približno tačno izračuna lokalni naponsko-deformacioni odziv i pravilno dekomponuju i prebroje ciklusi opterećenja.

Poglavlje 5

MEHANIKA LOMA ZAVARENIH SPOJEVA

Naučna disciplina koja se bavi problematikom prslina i njihovog uticaja na ponašanje materijala i konstrukcija zove se *mehanika loma*. Ova disciplina je definisala parametre i uvela nove metode ispitivanja u cilju što bolje definicije sklonosti ka razvoju prslina, kritičnih uslova brzog razvoja loma, otpornosti materijala ka brzom širenju prslina kao i što boljeg definisanju drugih parametara za ocenu ponašanja materijala i sigurnosti konstrukcije u prisustvu prslina.

Pošto je u ovom radu akcenat na zavarenom spoju, kao kompleksnoj i heterogenoj strukturi, prisustvo prslina (pre svega zbog toplotnih i metalurških procesa pri zavarivanju) je gotovo neizbežno što predstavlja kritično mesto u zavarenim konstrukcijama. Odatle i potiče veliki interes da se parametri mehanike loma primene na zavarene spojeve i konstrukcije i omoguće njihovu kvantitativnu analizu.

Generalno, ključno pitanje je da li će prslina u uslovima tipičnim za zavarenu konstrukciju mirovati ili će rasti i eventualno dovesti do loma. U ovom drugom slučaju rast prslina može da bude spor i stabilan, ako ga prate plastične deformacije ispred vrha prslina, ili brz i nestabilan, ako plastičnih deformacija praktično nema. Nestabilan rast prslina izaziva krti lom i izučava se u okviru *linearno-elastične mehanike loma*, odnosno pomenuti deo mehanike loma se primenjuje u slučaju srazmerno male plastično deformisane zone u okolini vrha prslina u poređenju sa veličinom mašinskog dela i same prslina. Stabilan rast prslina se izučava u okviru *elasto-plastične mehanike loma* jer izaziva žilav lom odnosno elasto-plastična mehanika loma se primenjuje kada veličina plastično deformisane zone oko vrha prslina ne može da se zanemari u odnosu na veličinu posmatranog mašinskog dela [27,85].

Tako se u okviru linearno-elastične mehanike loma sila razvoja prslina iskazuje *faktorom intenziteta napona*, K_I a otpornost materijala prema stvaranju prslina se iskazuje *kritičnom vrednošću faktora intenziteta napona*, K_{Ic} , nazvanom još i *žilavost loma pri*

ravnoj deformaciji (svojstvo materijala). Sa druge strane, u okviru elasto-plastične mehanike loma sila razvoja prsline se iskazuje *J-integralom* ili *otvaranjem vrha prsline*, δ a otpornost materijala prema stvaranju prsline *kritičnom vrednošću J-integrala* (J_{Ic} -svojstvo materijala) odnosno kritičnim otvaranjem vrha prsline, δ_c .

U okviru ovog poglavlja akcenat će biti stavljen na teorijskim aspektima elasto-plastične mehanike loma tačnije na *J-integralu* kao i primeni mehanike loma u određivanju parametara rasta zamorne prsline za karakteristične oblasti zavarenog spoja (Parisova relacija).

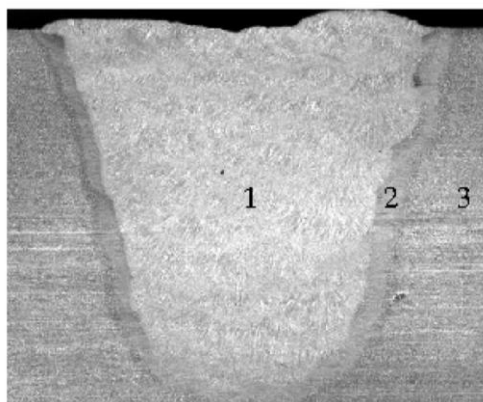
5.1. Osvrt na parametre elasto-plastične mehanike loma sa akcentom na *J-integral*

Pomoću faktora intenziteta napona, K_I kao parametra linearno-elastične mehanike loma, nije moguće opisati polje napona i deformacija niti njegovom kritičnom vrednošću, K_{Ic} definisati žilavost loma u području vrha prsline kada se pojavi plastična zona značajne veličine. Važno je napomenuti da je uticaj plastične deformacije oko vrha prsline vrlo bitan za materijale sa izraženom plastičnošću, u koje spadaju niskolegirani čelici povišene čvrstoće koji se koriste za zavarene konstrukcije. Stoga je potrebno uvesti parametre koji nisu ograničeni linearno-elastičnim ponašanjem materijala tako da su analizom plastičnog ponašanja materijala sa prslinom, kojom se bavi elasto-plastična mehanika loma, uvedena sledeća dva parametra [86,87]:

- otvaranje vrha prsline- δ i
- *J-integral*.

Pogodnost primene gore navedenih parametara je u mogućnosti njihove analize i posle razvoja značajnih plastičnih deformacija sa jedne strane, kao i u pogodnosti njihovog standardima propisanog eksperimentalnog određivanja, s druge strane. Takođe, pored pogodnosti postoji i dva značajna problema u primeni ovih parametara na analizu ponašanja zavarenih spojeva [88]:

- ograničena mogućnost otkrivanja grešaka u pogledu njihove veličine i položaja i
- heterogenost mikrostrukture (sl. 5.1.) i mehaničkih svojstava zavarenog spoja.

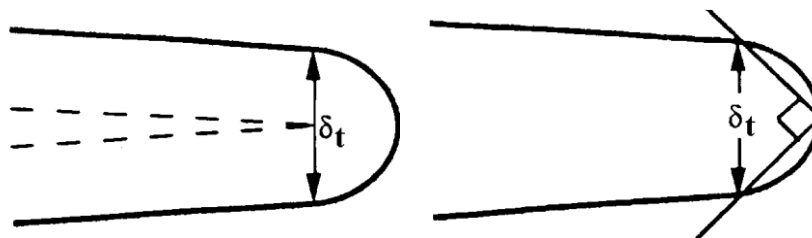


Slika 5.1. Makroskopski izgled zav. spoja (1-MŠ, 2-ZUT i 3-OM) [88]

Pošto nije izvesno kako će se prslina razvijati u toku prolaska kroz različite konstituente zavarenog spoja, nameće se ispitivanje lokacije vrha prsline kao jedan od značajnih problema. S obzirom na različita mehanička svojstva, uslovi rasta prsline, čiji je vrh u različitim oblastima zavarenog spoja, će biti različiti. Pomenuti problemi ipak nisu poteškoća pri eksperimentalnom određivanju žilavosti loma u kritičnim zonama zavarenog spoja već pre su to problemi u tumačenju izmerenih vrednosti [89,90].

Otvaranje vrha prsline- δ

Otvaranje vrha prsline se primenjuje kod materijala niske čvrstoće odnosno niske čvrstoće popuštanja, kod kojih je plastično deformisano područje veliko u poređenju sa veličinom prsline pa se linearno-elastična mehanika loma ne može koristiti. Ovaj parametar se definiše na različite načine pre svega zbog nedostatka čvrste teorijske osnove (sl. 5.2.).



Slika 5.2. Različite definicije δ : rastojanje lica prsline na mestu vrha prsline (levo), presek sa otvorom 90° (desno) [86,91]

U ovom slučaju kriterijum loma se svodi na poređenje sile rasta prsline i svojstva materijala, izraženih preko δ :

$$\delta \geq \delta_c \quad (5.1.)$$

Relacija 5.1. sadrži uvedeni kriterijum krtog loma (nestabilni rast prsline) kao i mogućnost analize stabilnog rasta prsline odnosno uvođenja krive otpornosti materijala na rast prsline (zavisnost δ od prirasta dužine prsline). Generalno, za razliku od linearno-elastične mehanike loma, dostizanju kritične vrednosti parametara elasto-plastične mehanike loma, među kojima je i δ , može da prethodi stabilni rast prsline, pa je lom žilav, a ne krt [86,92].

J-integral

Mogućnost dodatne analize kompletnog rasta prsline, stabilnog i nestabilnog, odnosno elasto-plastičnog ponašanja materijala sa prslinom, pruža *J*-integral. Uz mane koje sa sobom nosi δ , sasvim logično je uvođenje još jednog parametra elasto-plastične mehanike loma, *J*-integrala. Ovo je bilo presudno za napredak ove naučne oblasti kao i za doprinos novim praktičnim metodama za analiziranje i pouzdano predviđanje procesa oštećenja komponenti i konstrukcija. Generalno *J*-integral se može primeniti na slučajeve velikih plastičnih deformacija. Analogno kao kod δ , u ovom slučaju kriterijum loma se svodi na poređenje sile rasta prsline i svojstava materijala, izraženih preko *J*-integrala:

$$J \geq J_{lc} \quad (5.2.)$$

Primena *J*-integrala u mehanici loma se ogleda kroz tri važne karakteristike [86,93]:

- 1) nezavisnost od putanje integracije,
- 2) naponsko-deformacioni singularitet oko vrha prsline i
- 3) identifikacija sa brzinom oslobađanja energije.

1) *Nezavisnost od putanje integracije* J -integrala je dokazana prema Rajsu [94], za dvodimenzionalne ravanske probleme u odsustvu zapreminskih i inercijalnih sila, u slučaju nelinearno elastičnog materijala, homogenog u pravcu prsline. Dakle, po Rajsu, J -integral je definisan kao konturni integral (sl. 5.3.), duž otvorene konture, Γ , koja okružuje vrh prsline (koja leži unutar tela) idući od donje površine prema gornjoj [91,92,95]:

$$J = \oint_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (5.3.)$$

gde su:

$W = \int \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}$ - gustina deformacijske energije (gustina energije deformisanja),

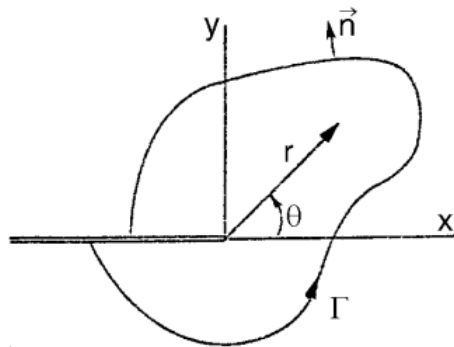
Γ - proizvoljna linija integracije (putanja integracije),

ds - element dužine luka po krivoj Γ ,

$T_i = \sigma_{ij} n_j$ - sila zatezanja na konturi,

n_i - jedinična normala na Γ i

u_i - pomeranje.



Slika 5.3. Definicija zavisnosti J -integrala od konture [92]

Rajs je takođe pretpostavio da važi deformacijska teorija plastičnosti odnosno da su naponi i deformacije u plastičnom ili elasto-plastičnom telu isti kao i za nelinearno-elastično telo sa istom krivom napon-deformacija [96].

2) *Naponsko-deformacioni singularitet oko vrha prsline za velike oblasti čvrstoće* popuštanja se koristi kao pretpostavka *J*-integrala kao kriterijuma oštećenja kod nelinearnih elastičnih materijala. U radovima Hačinsona, Rajsa i Rozenberga se za ponašanje materijala koristi Ramberg-Ozgdova relacija [86,91,93,97]:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (5.4.)$$

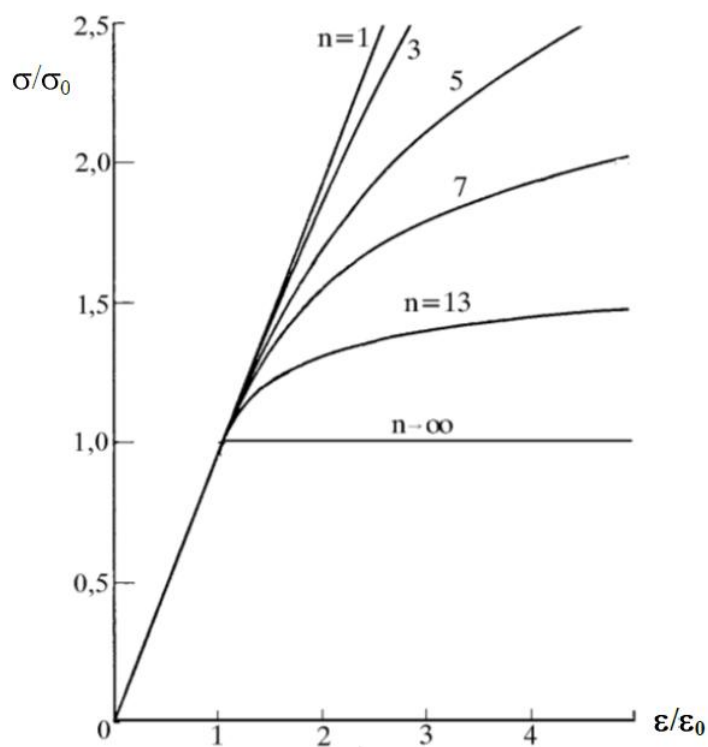
gde su:

σ_0 -čvrstoća popuštanja,

ε_0 -odgovarajuća deformacija, ($\varepsilon_0 = \sigma_0/E$, E -modul elastičnosti),

α -bezdimeziona konstanta i

n -eksponent deformacionog ojačanja (sl. 5.4.).



Slika 5.4. Ramberg-Ozgdova relacija [98]

Finalna relacija se naziva Hačinson-Rozenberg-Rajsova polja (HRR polja) [91,93,97,99]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \sigma_{ij}(n, \theta)$$

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \varepsilon_{ij}(n, \theta)$$
(5.5.)

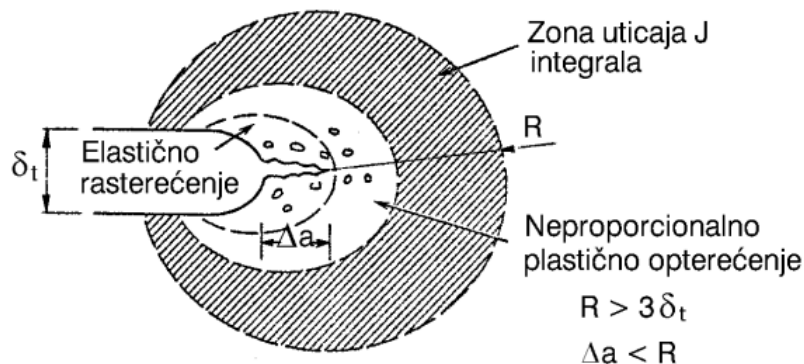
gde su:

I_n -integraciona konstanta koja zavisi od n ,

σ_{ij} i ε_{ij} -bezdimenzione funkcije od n i θ (različite za radno stanje napona i deformacije).

Linearno elastični singularitet, $r^{-1/2}$ se dobija za $n=1$ dok idealno elastični singularitet, r^{-1} se dobija za $n=0$ [86].

Sličan kriterijum debljine za linearno-elastičnu mehaniku loma ($t_{min} > 2,5 K_{Ic} / \sigma_0$) je potreban i kod elasto-plastične mehanike loma da bi se obezbedila egzistencija polja singulariteta J -integrala na vrhu prsline, jer je evidentno da J -integral definiše amplitudu HRR polja, kao što K_I definiše amplitudu linearno elastičnih polja napona i deformacija. Na vrhu prsline postoji području u kome se materijal intenzivno deformiše sa pojavom šupljina i klizanja (sl. 5.5.). Ovo područje se naziva procesna zona loma [96].



Slika 5.5. Elasto-plastično polje vezano sa J -integralom [86,92]

Uz uslov održanja ravnog stanja deformacije, procesna zona loma mora da bude mala u odnosu na debljinu uzorka, B ili stvarnog elementa, tako da je definisan kriterijum debljine u sledećem obliku [91,92,97]:

$$B, b > 25 \frac{J}{\sigma_0} \quad (5.6.)$$

3) *Brzina oslobađanja energije* je jednaka J -integralu u nelinearnom elastičnom telu, prema Rajsu [93,94]:

$$J = - \frac{1}{B} \frac{d\Pi}{da} \quad (5.7.)$$

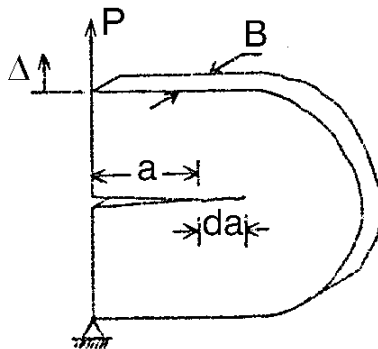
gde su:

Π -potencijalna energija tela sa prslinom ($\Pi = U - W$, U -deformaciona energija, W -rad spoljnih sila),

a -dužina prsline i B -debljina geometriskog tela.

Na primeru ploče sa ivičnom prslinom (sl. 5.6.), potencijalna energija iznosi:

$$\Pi = U - P\Delta = -U^* = \int_0^P \Delta dP \quad (5.8.)$$



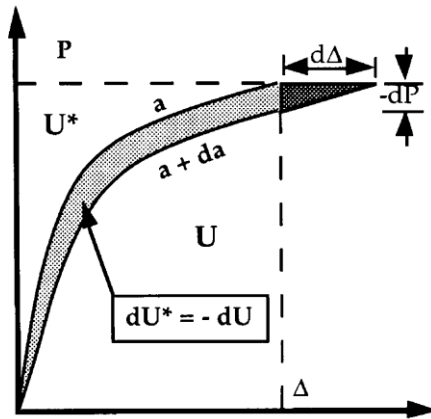
Slika 5.6. Skica geometriskog tela sa ivičnom prslinom a [86]

Iz relacije (5.8.) a prema (5.7.), za telo debljine $B=1$, sledi [93]:

$$J = \left(\frac{dU^*}{da} \right)_P \quad (5.9.)$$

U slučaju opterećenja u kontroli pomeranja (sl. 5.7.), J -integral glasi [93,97]:

$$J = - \left(\frac{dU}{da} \right)_\Delta \quad (5.10.)$$



Slika 5.7. Način dobijanja J -integrala u funkciji zavisnosti sile od pomeranja [93,97]

Sa sl. 5.7. se vidi da je površina trougla $dpd\Delta/2$ razlika između dU^* i dU (koja je zanemarljiva), relacije (5.9.) i (5.10.) su identične, tako da na kraju dobijamo sledeće dve relacije [86]:

$$J = \left(\frac{\partial}{\partial a} \int_0^P \Delta dP \right)_P = \int_0^P \left(\frac{\partial \Delta}{\partial a} \right)_P dP \quad (5.11.)$$

$$J = - \left(\frac{\partial}{\partial a} \int_0^\Delta P d\Delta \right)_P = - \int_0^\Delta \left(\frac{\partial P}{\partial a} \right)_P d\Delta \quad (5.12.)$$

Iz prethodno priloženog se vidi da je J -integral opštija verzija brzine oslobađanja energije, koja se bazira na nelinearnim problemima. Ekvivalentnost J -integrala i sile razvoja prsline u linearno-elastičnoj mehanici loma je očigledna za razvoj prsline tipa I (cepanje) [92,95,99]:

$$J = G = \frac{K_I^2}{E'} \quad (5.13.)$$

gde su:

G -sila razvoja prsline (predstavlja opterećenje i geometriju tela, uključujući i geometriju prsline),

K_I -faktor intenziteta napona i

E' -modul elastičnosti u zavisnosti od ravnog stanja napona ($E'=E$) ili ravnog stanja deformacije ($E'=E/(1-\nu^2)$).

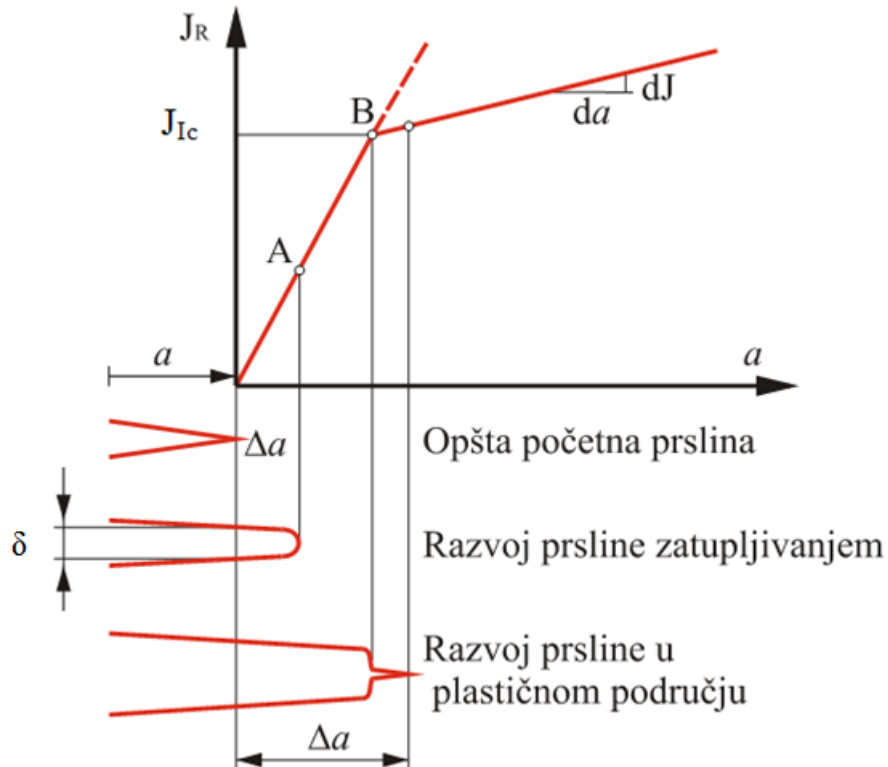
Za bilo koje nelinearno elastično telo, J -integral može biti predstavljen kao energija raspoloživa za razvoj prsline u telu, sa teorijskog aspekta gledajući. Ovaj postupak ima nekoliko nedostataka, u eksperimentalnom smislu, jer je potrebno koristiti veliki broj epruveta radi dobijanja priraštaja J -integrala pri porastu dužine prsline [96].

5.1.1. Primena J -integrala na početak rasta prsline zavarenih spojeva

U slučajevima kada nisu ispunjeni uslovi ravnog stanja deformacije ($t_{min} > 2,5K_{Ic}/R_{p0,2}$) u smislu nedovoljne debljine uzorka ili nedovoljne maksimalne sile kidalice, umesto linearno-elastične mehanike loma, upotrebljava se elasto-plastična mehanika loma, sa ciljem da se vrednost K_{Ic} odredi posredno preko J_{Ic} , pomoću relacije (5.13.), odnosno da se prati razvoj prsline u uslovima izražene plastičnosti [12]. Ponašanje elasto-plastičnog niskolegiranog čelika povišene čvrstoće sa svojim komponentama zavarenog spoja, pri stabilnom rastu prsline, može da se opiše dijagramom $J-\Delta a$, gde je Δa priraštaj dužine prsline (sl. 5.8.).

U slučaju kada u telu postoji početna prslina sa oštrim vrhom, rast u uslovima plastičnog loma u nekoliko faza [86]:

- početno zatupljivanje oštrog vrha i prividni porast dužine prsline,
- stabilni rast prsline i
- nestabilni rast prsline.



Slika 5.8. Šematski prikaz zavisnosti $J-\Delta a$ pri stabilnom razvoju prsline [12,92]

Dakle, shodno gore pomenutom, u početnoj fazi porasta sile i utroška energije, deformacija se samo ogleda u povećanju otvora postojeće prsline, a ne i napredovanjem prsline, što odgovara strmoj liniji zavisnosti $J-\Delta a$. U toku opterećivanja epruvete sa prslinom, dolazi do zatupljivanja početno oštre prsline, odnosno sa dijagrama na sl. 5.8. se jasno uočava da je veličina zone intenzivnog deformisanja istog reda kao i pomeranje otvora vrha prsline, koji se razvija tokom stadijuma zatupljivanja prsline.

Zatupljivanje se povećava sve dok se ne postigne opterećenje za napredovanje prsline ispred zatupljenog vrha tako da se na nivou gde se prvo pojavi napredovanje prsline,

definiše tačka merenja žilavosti loma, J_{Ic} , u kojoj se dolazi do promene nagiba krive zavisnosti, što rezultuje daljem otvaranju prsline povezanim sa napredovanjem prsline i porastom njenje dužine. Visina J_{Ic} odgovara kritičnom utrošku energije koji je potreban za početak razvoja prsline. Sledeća faza u razvoju plastičnog loma je stabilni rast prsline, što zahteva rastuće opterećenje, tako da prsline može biti vidljiva jer se stvara spajanjem šupljina sekundarnog loma, sve dok se ne dostigne opterećenje i dužina prsline pri kom stabilni prelazni u brzi nestabilni lom (nije prikazan na sl. 5.8.) [86,93,96,100].

Proces nastajanja prsline opisan preko zavisnosti $J-\Delta a$ (u literaturi poznatoj kao $J-R$ kriva) predstavlja otpornost materijala na rast prsline, dok se J_{Ic} smatra svojstvom materijala (definiše početak stabilnog rasta prsline), ekvivalentnim K_{Ic} (definiše početak nestabilnog rasta prsline).

5.1.2. Postupak dobijanja $J-R$ krivih sa ciljem određivanja kritične vrednosti J -integrala

Cilj ovog postupka je određivanje J_{Ic} pomoću $J-R$ krive (zavisnost $J-\Delta a$), koja se sastoji od vrednosti J -integrala za ravnomerne priraštaje prsline Δa .

Proračun J -integrala za svaku tačku opterećenja/rasterećenja se može definisati na osnovu zbira elastične i plastične komponente J -integrala [97,99]:

$$J_{(i)} = J_{el} + J_{pl} = \frac{K_i^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} + \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_i}{b_i} \right) \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right] \times \left[1 - \gamma_i \frac{(a_i - a_{i-1})}{b_i} \right] \quad (5.14.)$$

Elastična komponenta J -integrala, J_{el} izdvojena iz izraza (5.14.) [97,99]:

$$J_{el} = \frac{K_i^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} \quad (5.15.)$$

gde su:

K_i -faktor intenziteta napona,

ν -Poissonov koeficijent (za čelik iznosi 0,3) i

E -modul elastičnosti.

Pošto u ovom radu će biti dat akcenat na SE(N)B epruvetama (epruvete za savijanje u tri tačke), faktor intenziteta napona, K_i za SE(N)B epruvete se računa pomoću izraza [12,97]:

$$K_i = \frac{F_i \cdot S}{(B \cdot B_N)^{1/2} \cdot W^{3/2}} \cdot f(a_i/W) \quad (5.16.)$$

gde su:

F_i -sila kod i -te tačke, uzima se sa dijagrama sila-pomeranje,

S -raspon oslonaca,

B -debljina epruvete,

B_N -debljina epruvete bez zareza,

W -širina epruvete i

$f(a_i/W)$ -geometrijski član (funkcija), koji se kod SE(N)B epruveta izračunava na osnovu izraza [100,101]:

$$f(a_i/W) = \frac{3(a_i/W)^{1/2} \left[1.99 - (a_i/W)(1 - a_i/W) \cdot (2.15 - 3.93(a_i/W) + 2.7(a_i/W)^2) \right]}{2(1 + 2a_i/W)(1 - a_i/W)^{3/2}} \quad (5.17.)$$

Plastična komponenta J -integrala, J_{pl} izdvojena iz izraza (5.14.) [99]:

$$J_{pl} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_i}{b_{(i-1)}} \right) \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right] \times \left[1 - \gamma_i \frac{(a_i - a_{i-1})}{b_{(i-1)}} \right] \quad (5.18.)$$

gde su:

$J_{pl(i-1)}$ -plastična komponenta $(i-1)$ -te tačke,

$A_{pl(i)}$ -plastična komponenta energije (sl. 5.9.) je energija ili površina ispod krive $F-\delta$, koja se dobija pomoću relacije dobijene sa dijagrama sila-pomeranje ($F-\delta$), u kojoj je $\delta_{pl(i)}$ plastična komponenta pomeranja napadne tačke [86]:

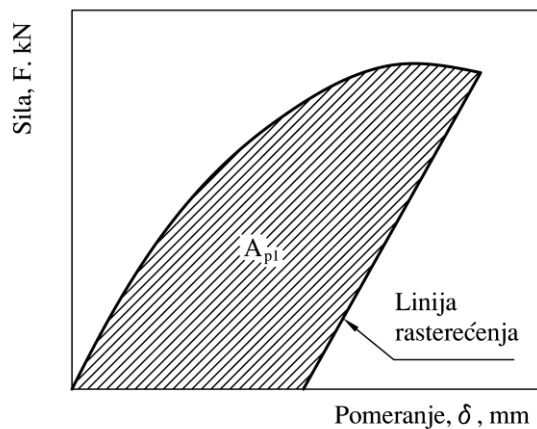
$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \frac{[F_i + F_{i-1}] \cdot [\delta_{pl(i)} - \delta_{pl(i-1)}]}{2} \quad (5.19.)$$

$b_{(i-1)}$ -preostala dužina ligamenta za (i-1)-tu tačku, računa se prema $b_{(i-1)} = W - a_{(i-1)}$ odnosno

$$b_i = W - a_i$$

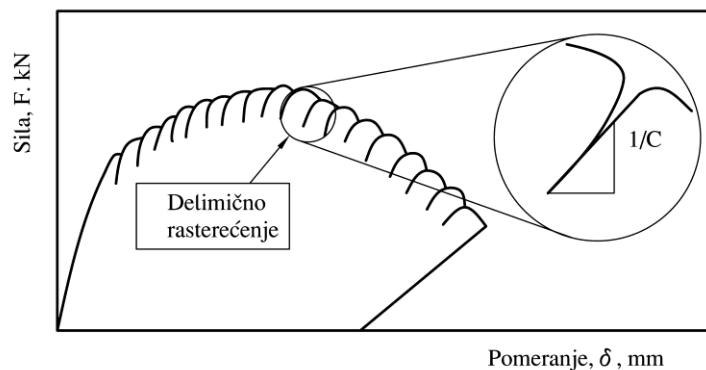
η_i -koeficijent za SE(N)B je 2 i

γ_i - koeficijent za SE(N)B je 1.



Slika 5.9. Plastična komponenta energije na dijagramu $F-\delta$ [97,99]

Ove relacije plastične i elastične komponente J -integrala (5.14.) se koriste kod većih priraštaja dužine prsline, Δa (kada se određuje $J-R$ kriva, pa je Δa veće od 1,5 mm). Trenutna dužina prsline ($a = a_o + a_z$) se računa na osnovu nagiba pri elastičnom rasterećenju na krivoj $F-\delta$, koji je definisan kao popustljivost, $1/C$ (sl. 5.10.).



Slika 5.10. Kriva sila–otvaranje vrha prsline [12,86]

Koristeći popustljivost, koja je predstavljena odnosom F i δ na liniji rasterećenja, moguće je odrediti dužinu prsline preko izraza [102]:

$$\Delta a_i = \Delta a_{i-1} + \left(\frac{b_{i-1}}{\eta_{i-1}} \right) \cdot \left(\frac{C_i - C_{i-1}}{C_{i-1}} \right) \quad (5.20.)$$

gde su:

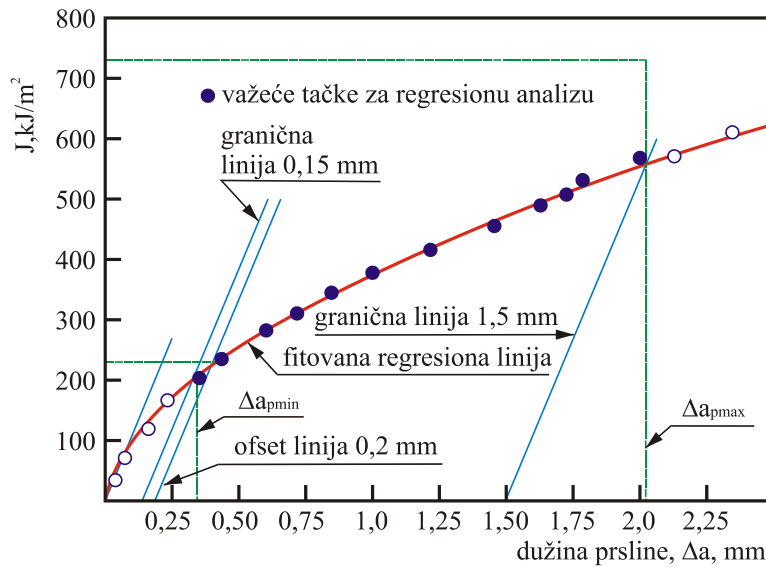
a_{i-1} -prethodna dužina prsline,

$C_i = \tan \alpha_i$ -nagib posmatrane linije rasterećenja i

$C_{i-1} = \tan \alpha_{i-1}$ -nagib prethodne linije rasterećenja.

Na osnovu dobijenih podataka, odnosno tačaka, može se neometano konstruisati J - R kriva (J - Δa kriva) pomoću fitovane regresione linije (sl. 5.11.). Koristeći regresionu liniju dobija se J_{lc} . Nakon određivanja J_{lc} veoma lako se može odrediti K_{lc} [102,103,104]:

$$K_{lc} = \sqrt{\frac{J_{lc} \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (5.21.)$$



Slika 5.11. Standardni prikaz postupka za izbor merodavnih tačaka za određivanje J_{Ic}
[12,86,97,102,103,105]

Određivanje kritične vrednosti J -integrala je praćeno sledećim uslovima [12,86,97]:

1) debljina (B) epruvete i početni ligament ($b_0=W-a_0$) treba da budu veće od minimalne vrednosti:

$$B, b_0 > 25 J_{Ic} / R_T \quad (5.22.)$$

Uočljivo je da se debljina može proveriti tek posle ispitivanja.

2) linija zatupljivanja predstavlja zakonitost promene J -integrala odnosno prividni rast prsline pre početka stabilnog rasta, kada se pri deformaciji ne poveća dužina prsline, već se njen vrh zatupljuje kao posledica otvaranja vrha prsline; prividno povećanje prsline, Δa_B jednako je polovini δ i definiše liniju zatupljivanja, koja prolazi kroz koordinatni početak J - Δa :

$$\Delta a_B = \frac{J}{MR_T} \quad (5.23.)$$

gde su:

M -koeficijent koji iznosi 2 i

R_T -napon koji je jednak poluzbiru čvrstoće popuštanja i zatezne čvrstoće.

Nakon konstruisanja linije zatupljivanja, paralelno sa njom se povlače prave koje presecaju apcisu u tačkama 0,15 mm i 1,5 mm. Potrebno je barem 4 tačke da budu u području koje ograničavaju linije 0,15 mm i 1,5 mm, radi povlačenja regresione linije najmanjeg kvadratnog odstupanja promene J -integrala sa dužinom prsline, Δa , a barem jedna od četiri tačke treba da bude na dovoljnom rastojanju od linije zatupljivanja.

3) nagib regresione linije mora da bude ograničen sa:

$$\frac{dJ}{da} < R_{p0,2} \quad (5.24.)$$

Tada se povlači nova linija na preseku sa 0,2 mm ofset linijom i definiše u preseku J_{Ic} .

4) maksimalna vrednost prirasta dužine prsline:

$$\Delta a_{\max} = 0,25b_0 \quad (5.25.)$$

5.1.3. Primena J -integrala na analizu rasta prsline zavarenih spojeva

Opravdanost upotrebe J -integrala na procenu integriteta zavarenog spoja u sklopu određene konstrukcije ogleda u sledećem [106,107,108]:

- J -integral kao parametar elasto-plastične mehanike loma definiše geometriju tela sa prslinom i opterećenje pomoću sile rasta prsline i
- J -integral je mera otpornosti zavarenog spoja materijala na rast prsline (J - R kriva).

Za krto ponašanje se kao mera koristi kritična vrednost J -integrala, J_{Ic} dok u slučaju veće izraženosti plastične deformacije koristi se kriva otpornosti prema rastu prsline (J - R kriva).

Suštinska razlika u ove dve različite primene J -integrala je u rastu prsline.

Naime, veličina prsline je nepromenljiva i zajedno sa naponom je parametarska veličina koja služi za određivanje sile rasta prsline a za otpornost materijala na rast prsline se podrazumeva priraštaj njene veličine odnosno dužine.

Kriterijum za početak stabilnog rasta prsline je iskazan relacijom [86]:

$$J(\sigma, a) = J_{Ic} \quad (5.26.)$$

gde su:

$J(\sigma, a)$ -sila rasta prsline, zavisna od udaljenog napona i dužine prsline i

J_{Ic} -otpornost materijala na početak stabilnog rasta prsline

5.2. Primena parametara mehanike loma za ocenu rasta zamorne prsline za karakteristične oblasti zavarenog spoja

Predviđanje radnog veka mašinskih elemenata kao i zavarenih konstrukcija na koje deluje zamorno opterećenje su potrebna kako pri konstruisanju tako i pri definisanju intervala kontrole za otkrivanje i otklanjanje oštećenjenja nastalih u eksploataciji [109].

Prema tome, analiza rasta prsline pri promenljivom opterećenju je glavni razlog upotrebe mehanike loma u proučavanje zamornog ponašanja. Stoga, osnovni napredak koji je mehanika loma napravila u sferi zamora materijala je u analitičkom rasčlanjivanju fenomena loma usled zamora na period stvaranja, u kome zamorna prslina nastaje, i na period rasta ili širenja koji mu sledi i u kome se nastala prslina povećava do kritične veličine pri kojoj dolazi do naglog loma.

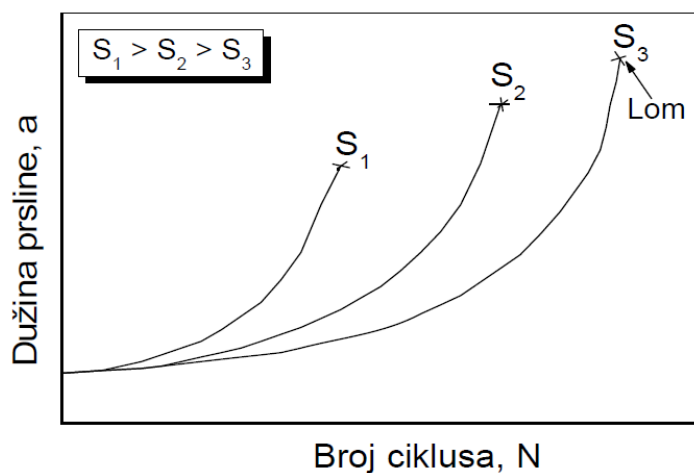
Time se ukupan broj ciklusa, N_u , posle koga dolazi do loma, deli na broj ciklusa potrebnih da zamorna prslina nastane, N_i i broj ciklusa da ona poraste do kritične veličine za lom, N_p , odnosno [110,111]:

$$N_u = N_i + N_p \quad (5.27.)$$

Paralelno uvođenje eksperimentalnog i teorijskog pristupa je omogućilo razvoj u proučavanju ponašanja materijala pri dejstvu promenljivog opterećenja jer samo teorijski pristup ne može da potpuno objasni nastanak i rast zamorne prsline [7].

U osnovi, mehanika loma povezuje dužinu prsline, intenzitet napona i otpornost materijala iskazanu pomoću faktora intenziteta napona odnosno može se proceniti brzina rasta prsline u vidu priraštaja prsline po ciklusu.

Kao dokaz navedenom, na dijagramu na sl. 5.12. može se uočiti da prsline raste pri većem naponu i da pri tom dolazi do loma pri manjem broju ciklusa. Može se konstatovati da ukupni vek do loma zavisi od postojanja same početne prsline u materijalu, napona i otpornosti materijala prema lomu [112].



Slika 5.12. Zavisnost dužine zamorne prsline od broja ciklusa [112]

Na epruveti se izrađuje otvor ili žleb, koji zavisi od oblika i načina ispitivanja, zbog obrazovanja prsline na željenom mestu.

Nakon toga se obavlja merenje dužine prsline, a u zavisnosti od broja ciklusa, N i izračunava brzina rasta prsline, da/dN , koja zavisi od amplitude napona i trenutne dužine prsline, kao što se vidi na sl. 5.12.

Analiza stanja napona i deformacija na vrhu rastuće zamorne prsline postupcima linearno-elastične mehanike loma je dovela do formulisanja *Parisove relacije* za sve metale

i legure, koja dovodi u vezu brzinu rasta zamorne prsline, da/dN sa opsegom faktora intenziteta napona na vrhu prsline, ΔK .

Kako je rast prsline plastičan proces, tako će i plastične deformacije oko vrha prsline pri promenljivom opterećenju biti zavisne od ΔK .

Shodno pomenutom, prema Parisu ima smisla da se da/dN uporedi sa opsegom faktora ΔK [113,114,115,116]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (5.28.)$$

gde su:

m-eksponent, koji nije konstanta materijala jer povećanjem dužine prsline dobija veće vrednosti i

C-koeficijent.

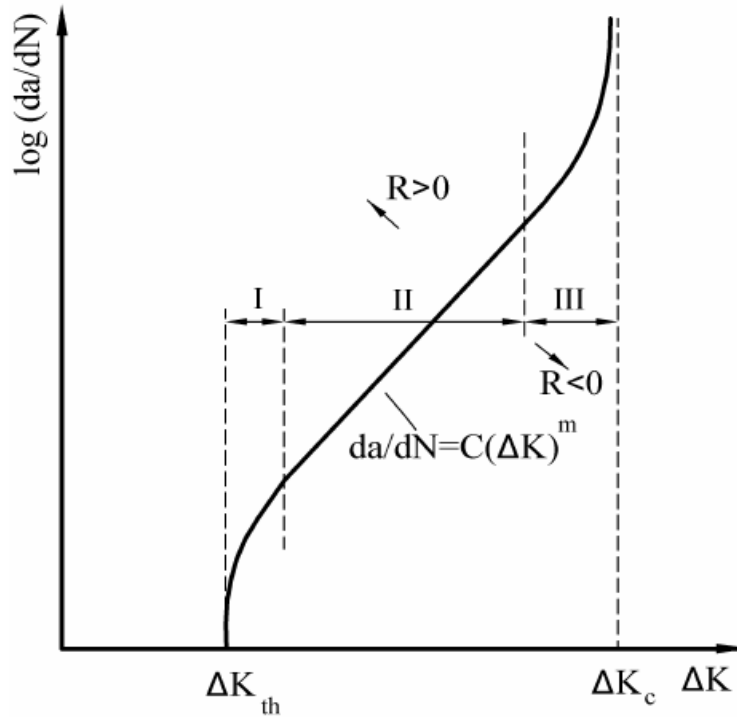
Važno je istaći da Parisova relacija rasta prsline ne važi u čitavom području, tako da između malih brzina u blizini praga zamora, ΔK_{th} i visokih brzina, K_{Ic} veliki linearni srednji deo krive pokriven Parisovom relacijom se sa praktične tačke gledanja pokazao daleko najvažnijim jer istovremeno dopušta da se napravi razlika između inicijacije i rasta zamorne prsline (sl. 5.13.).

Primena Parisove relacije se pokazala naročito plodonosnom u području zamora konstrukcija izrađenih od materijala povišene i visoke čvrstoće, što je i slučaj u ovom radu na primeru niskolegiranih čelika povišene čvrstoće [112].

Ispitivanje razvoja prsline se bazira na dužini prsline u funkciji broja ciklusa, dato na sl. 5.12. i određivanjem brzine rasta zamorne prsline diferenciranjem $a-N$ krive tačku po tačku. Ta veličina se posle poredi da definisanim ΔK , kao što se vidi na sl. 5.13. [117,118,119,120], sa razlogom zato što je rast zamorne prsline određen promenljivim plastičnim deformacijama oko vrha prsline, koje su zavisne od ΔK .

ΔK kod ispitivanja konstantnim srednjim naponom i amplitudom napona može da se izračuna iz [116]:

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} Y \quad (5.29.)$$



Slika 5.13. Tipičan izgled krive brzine rasta zamorne prsline u funkciji od ΔK [109]

Iz izraza (5.29.) se vidi da će zbog $\Delta \sigma = const.$ veličina ΔK rasti samo sa porastom dužine prsline (sl. 5.13.). Kada nazivni napon u ligamentu dostigne zateznu čvrstoću, pri neravnomernom opterećenju, odnosno kada K_g dostigne vrednost K_c , tada će nastupiti lom materijala.

Kriva sa sl. 5.13. se zove sigmoidalna kriva (zavisnost da/dN od ΔK) uz važnu činjenicu da se ova kriva asimptotski približava granicama rasta prsline ΔK_{th} i ΔK_c .

Na sl. 5.13. su uočljive sledeće oblasti [121]:

- oblast I je definisana sa ΔK_{th} koji predstavlja graničnu vrednost ispod koje zamorna prsline nema uslova za rast,
- oblast II je područje dijagrama gde je u opticaju važenje Parisove relacije (5.28.) i
- oblast III predstavlja ciklični intenzitet, ΔK_c pri kome dolazi do loma.

Prag zamora ili prag opsega intenziteta napona, ΔK_{th} se može odrediti:

- smanjivanjem opterećenja do prestanka rasta prsline,
- žarenjem zarezane epruvete radi otklanjanja zaostalih napona oko vrha prsline
- postupnim povećanjem opterećenja do početka rasta prsline i
- korišćenjem epruvete oblika, kod koga intenzitet napona opada sa dužinom prsline.

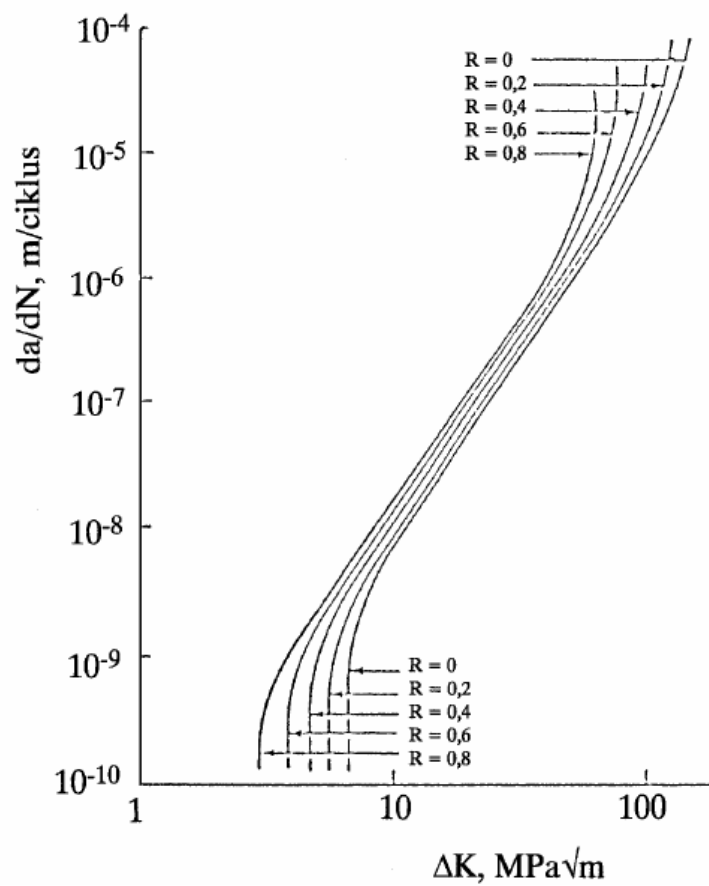
Iz oštih koncentratora napona će u uslovima promenljivog opterećenja posle određenog broja ciklusa doći do stvaranja prsline i do njenog rasta ako je prekoračen ΔK_{th} . Kako konstrukcija pod određenim uslovima neće biti ugrožena dok prsline ne dostigne kritičnu veličinu, može se, uz prethodne analize, dopustiti eksploatacija konstrukcije sa prslinom i u periodu rasta prsline. Veoma bitan podatak za odluku o daljoj eksploataciji je poznavanje brzine rasta prsline i njene zavisnosti od delujućeg opterećenja.

Standard ASTM E647 [122] propisuje merenje da/dN koja se razvija iz postojeće prsline i ΔK . To znači da epruveta treba da ima zamornu prslinu. Dva su bitna ograničenja u ASTM E647:

- brzina rasta mora da je veća od 10^{-8} m/ciklus da bi se izbeglo područje praga zamora, ΔK_{th}
- opterećenje treba da bude konstantne amplitude.

Uz ΔK , važan parametar koji utiče na brzinu rast prsline je i odnos napona R i to tako da da/dN raste sa porastom R .

Na sl. 5.14. se pri konstantnoj vrednosti, ΔK , povećanjem srednjeg napona i smanjenjem amplitude dovodi do povećanja da/dN . Povećanjem R se ne prouzrokuje samo povećanje brzine rasta prsline, nego i pomeranje graničnih vrednosti [22] .



Slika 5.14. Uticaj odnosa napona R na dijagram rasta zamorne prsline [112]

Poglavlje 6

EKSPERIMENTALNI DEO

Primena zavarenih konstrukcija u velikom broju zavisi od sposobnosti zavarenog spoja da izdrži složena promenljiva opterećenja, u kritičnim slučajevima u kombinaciji sa statičkim opterećenjima. Ovakva pojava je naročito od značaja kada je zavarena konstrukcija izrađena od čelika povišene čvrstoće u cilju ostvarenja što manje mase konstrukcije. Kod pomenutih čelika, pored čvrstoće, izražena je i dobra udarna žilavost (uz nisku prelaznu temperaturu krtosti) i otpornost prema stvaranju prslina. Shodno tome, eksperimentalni podaci ispitivanja niskocikličnog zamora (u svojstvu promenljivog opterećenja) predstavljaju važnu osnovu u opštem razmatranju pojave zamora i razvoja zamorne prsline. Kada se svemu pridodaju proučeni pristupi u objašnjenju zamora materijala, u vidu primene parametara elasto-plastične mehanike loma dobija se jedna sveobuhvatna slika zamornog ponašanja prsline u materijalu heterogene strukture, kakav je zavareni spoj.

6.1. Cilj eksperimenta

Cilj ovog rada je proračun ponašanja zavarenog spoja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće *NN-70* usled dejstva NCZ. Uvidom u aktuelnu literaturu i radove koji su bazirani na ovoj tematici, stiče se utisak da proračun odnosno ocena ponašanja materijala pod dejstvom NCZ ima određene nedostatke u smislu različitog tumačenja eksperimentalnih rezultata. Naročito različita tumačenja su uočena kod načina određivanja broja ciklusa do iniciranje prsline iz krivih ekstremnih vrednosti napona i kod načina tumačenja same ocene ponašanja pri NCZ pri poređenju ciklično naponsko-deformacione krive i monotone naponsko-deformacione krive. Takođe, uočene su različite metode određivanja modula elastičnosti. Stoga, ovo eksperimentalno istraživanje je zasnovano na što preciznijem određivanju parametara i karakteristika koje figurišu u proračunu ponašanja zavarenog spoja čelika *NN-70* pod dejstvom NCZ i samoj proceni veka materijala. Relacije u kojoj figurišu parametri i karakteristike su:

- ciklično naponsko-deformaciona kriva (ciklične karakteristike: koeficijent ciklične čvrstoće, K' i eksponent cikličnog deformacionog ojačavanja, n') i

-kriva deformacija-vek (parametri NCZ: koeficijent zamorne čvrstoće, σ'_f eksponent zamorne čvrstoće, b koeficijent zamorne duktilnosti, ε'_f i eksponent zamorne duktilnosti, c).

Važno je pomenuti da je zamorni vek određen periodom rasta zamorne prsline pri promenljivom opterećenju tako da u razmatranju zavarenih spojeva sa aspekta mehanike loma treba poći od verovatnoće da u zavarenom spoju postoje prsline. Kako zamorno ispitivanje upućuje na ispitivanje epruveta sa zarezom i prslinom, uz pomoć elasto-plastične mehanike loma određeni su kritična vrednost energetskog parametra J -integrala, J_{Ic} odnosno kritična vrednost faktora intenziteta napona, K_{Ic} a sve u svrhu obrazovanja slike o zamornom ponašanju zavarenog spoja i o mogućnosti primene J -integrala kao opšteg parametra elasto-plastičnog ponašanja materijala sa prslinom.

Takođe, pri promenljivom opterećenju zbog detaljnije analize rasta prsline konstituenata zavarenog spoja NN-70 korišćena je Parisova relacija na vrhu rastuće zamorne prsline.

Rezultati hemijskog sastava OM niskolegiranog čelika povišene čvrstoće NN-70 dobijeni su laboratorijskom analizom i nalaze se u tabeli 6.1. Ispitivanje uzorka čelika je izvršeno u laboratoriji firme U.S Steel Serbia d.o.o sa sedištem u Smederevu, OES metodom.

Tabela 6.1. Hemijski sastav čelika NN-70, % mase

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu
0,106	0,209	0,220	0,005	0,0172	1,2575	2,361	0,246
Al	Mo	Ti	As	V	Nb	Sn	Ca
0,007	0,305	0,002	0,017	0,052	0,007	0,014	0,0003
B	Pb	W	Sb	Ta	Co	N	
0	0,0009	0,0109	0,007	0,0009	0,0189	0,0096	

Kako je ovaj eksperiment urađen na realnom zavarenom spoju, kao primeru heterogene strukture, sprovedena su i udarna ispitivanja sva tri konstituenta radi provere žilavosti odnosno određivanja prelazne temperature krtosti (nulte plastičnosti) na različitim temperaturama eksploatacije.

6.2. Plan ispitivanja

Plan kao i redosled aktivnosti u okviru eksperimentalnog istraživanja zavarenog spoja NN-70 je obuhvatio sledeće:

1) U sklopu pripreme za ispitivanje, ručno elektrolučno zavarivanje sa legiranom bazičnom elektrodom i izrada epruveta za eksperiment iz sučeono zavarenih ploča odnosno uzorkovanje epruveta iz karakterističnih zona zavarenog spoja (OM, MŠ i ZUT).

2) Merenje tvrdoće Vickersovom metodom OM, MŠ i ZUT.

3) Određivanje zateznih svojstava zavarenog spoja NN-70 na sobnoj temperaturi.

4) Određivanje udarnih svojstava OM, MŠ kao i ZUT na instrumentiranom Šarpijevom klatnu na temperaturama:

- OM-na sobnoj, -20 °C, -60 °C i -100 °C,

- MŠ-na sobnoj, -40 °C i -80 °C i

- ZUT-na sobnoj, -40 °C i -80 °C.

Takođe, određivanje prelazne temperature (temperature nulte plastičnosti) između krtog i žilavog loma za OM, MŠ i ZUT.

5) Ispitivanje ponašanja zavarenog spoja NN-70 pri NCZ, na sobnoj temperaturi, u smislu određivanja cikličnih karakteristika sa ciljem određivanja cikličnog ponašanja NN-70 na zamarajuće opterećenje kao i određivanje parametara niskocikličnog zamora sa ciljem određivanje zamornog veka materijala.

6) Konstruisanje J - R krive otpornosti i nakon toga određivanje J -integrala kao parametra elasto-plastične mehanike loma odnosno određivanje njegove kritične vrednostii, J_{Ic} za OM, MŠ i ZUT na sobnoj temperaturi.

7) Utvrđivanje zavisnosti brzine rasta zamorne prsline i opsega faktora intenziteta napona na sobnoj temperaturi OM, MŠ i ZUT.

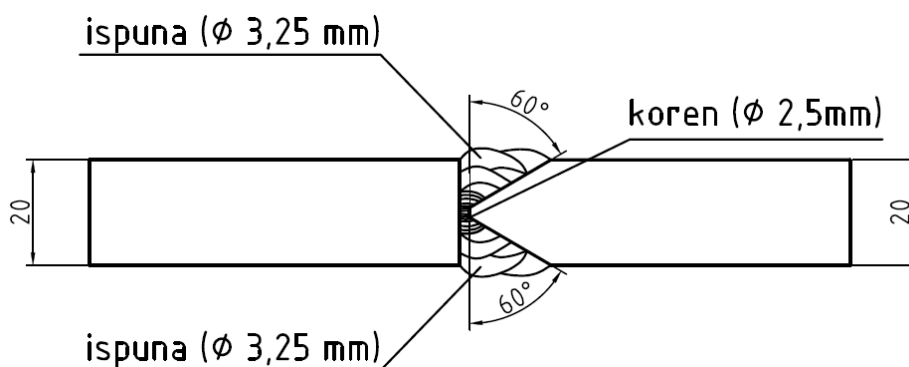
6.3. Postupak zavarivanja i izrada epruveta za eksperiment

U Poglavljima 2.1. i 2.2. ovog rada je bilo više govora o zastupljenosti zavarenih konstrukcija koje sadrže niskolegirane čelike povišene čvrstoće kao i o zavarljivosti istih. U ovom eksperimentu, koji se sastoji u analizi ponašanja zavarenog spoja NN-70 pri niskocikličnom zamarajućem opterećenju kao i primeni parametara mehanike loma na rast zamorne prsline, veoma bitni faktori koji utiču na dobijene rezultate su vrsta postupka zavarivanja kao i odabir odgovarajuće elektrode. Pre zavarivanja, stranice žlebova ploča za zavarivanje (sl. 6.1.) su obrađene mašinski, skidanjem strugotine i nakon mašinske obrade su očišćene od masnoća i prljavština rastvaračem. Elektrode su vizuelno pregledane i odbačene su one sa ekscentričnom ili oštećenom oblogom.



Slika 6.1. Izgled jedne od ploča pre zavarivanja

Zbog specifičnosti istraživanja ZUT, pri izradi ploča za zavarivanje, šav je izrađen u "K" obliku prema standardu SRPS EN ISO 9692-1:2012 [123], na sl. 6.2.



Slika 6.2. Izgled K žleba zajedno sa korenom i ispunom

Delovi ploča iz kojih su izrađene epruvete za ispitivanje, su zavareni postupkom *ručno elektrolučnog zavarivanja* gde je došlo do spajanja metala topljenjem elektrode i dela osnovnog metala u električnom luku koji je uspostavljen između osnovnog metala (NN-70) i elektrode. Osobine MŠ NN-70 mnogo zavise od odabira adekvatne elektrode, u ovom slučaju za popunu K žleba, tj. dodatnog materijala pri zavarivanju. Stoga, ploče NN-70 su zavarene efektom andermečing uz korišćenje elektrode *EVB 75* (hemijski sastav u tabeli 6.2.), firme "Elektrode Jesenice" iz Slovenije. *EVB 75* je legirana bazična elektroda za zavarivanje sitnozrnih čelika i čelika povišene čvrstoće.

Tabela 6.2. Hemijski sastav elektrode EVB 75, % mase

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
0,06	0,45	1,5	0,45	2,2	0,45

Prema proizvođaču, upotrebom ove elektrode zavareni spojevi su otporni na pojavu prslina i žilavi do $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, dok su u tabeli 6.3 data mehanička svojstva metala šava ove elektrode, koje se razlikuju od odabira materijala koji treba zavariti.

Tabela 6.3. Okvirna mehanička svojstva metala šava dobijena zavarivanjem sa EVB 75

Čvrstoća popuštanja $R_{p0,2}$, MPa	Zatezna čvrstoća R_m , MPa	Izduženje A_5 , %	Ukupna energija udara E_{uk} , J
>700	780-940	>17	>47 J (na -20°C i -60°C)

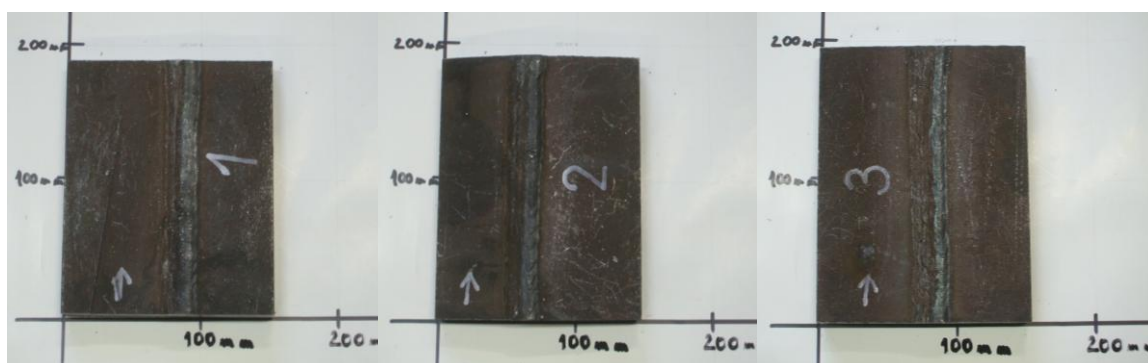
Zavareni spoj je izrađen elektrodom *EVB 75* sa \varnothing 2,5 mm i 3,25 mm. Elektroda sa \varnothing 2,5 mm je iskorišćena za popunjavanje korena K žleba, zbog teže nepristupačnosti prilikom zavarivanja, dok je elektroda sa \varnothing 3,25 mm upotrebljena za ispunu K žleba (sl. 6.2). Temperatura predgrevanja je bila $170\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Zavarivanje je izvršeno prema parametrima ručno elektrolučnog zavarivanja u tabeli 6.4., tako što je zavaren ceo prolaz po dužini, pet do sedam puta u zavisnosti od strane ploče. Podaci o naponu prilikom popunjavanja korena nisu dobijeni zbog nekontinualnog zavarivanja i viška troske koja se pojavila u samom ćošku K žleba.

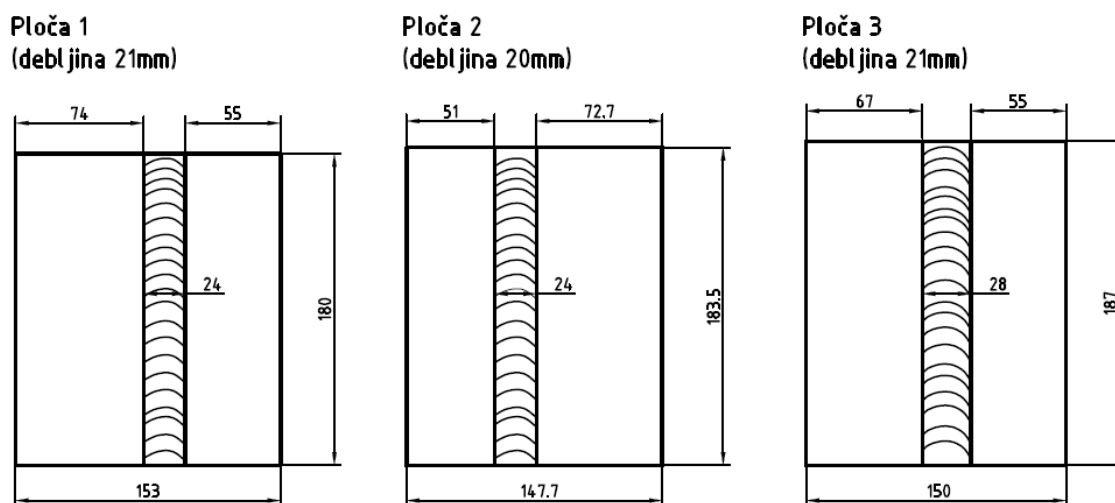
Tabela 6.4. Parametri zavarivanja ploča sa elektrodom EVB 75

Tehnologija zavarivanja	Koren (Ø 2,5 mm)	Ispuna (Ø 3,25 mm)
Struja zavarivanja	95 A	116~118 A
Napon	-	19 V

Finalno su dobijene tri zavarene ploče čelika NN-70 (sl. 6.3.) koje su posle upotrebljene za izradu epruveta. Tačne dimenzije ploča su prikazane na sl. 6.4.



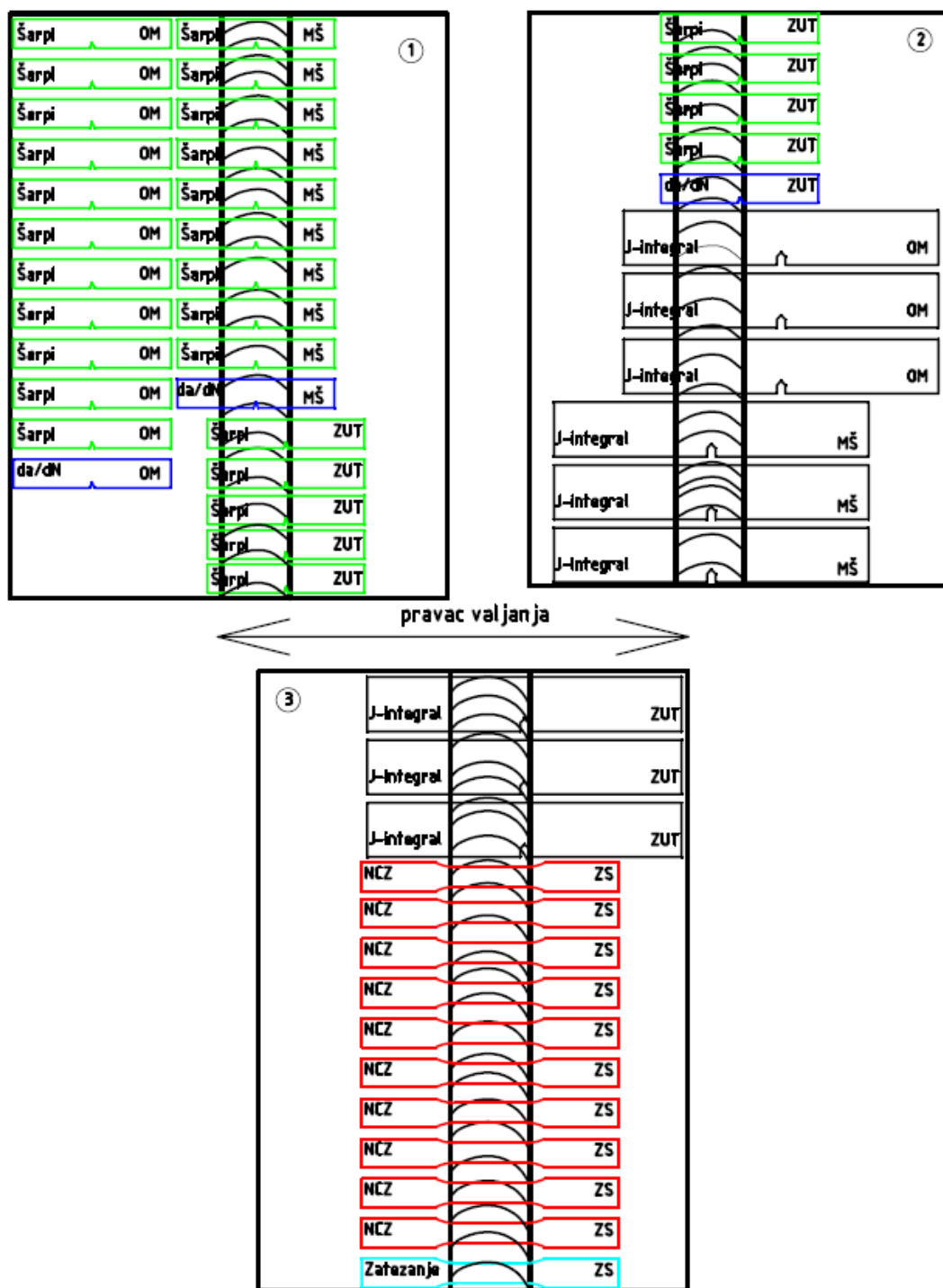
Slika 6.3. Zavarene ploče NN-70 spremne za izradu epruveta



Slika 6.4. Dimenzije zavarenih ploča čelika NN-70

Ploče su u Zavodu za Zavarivanje u Beogradu, radiografski ispitane postupkom SRPS EN ISO 1435:2007 sa uređajem Gamavolt Su-50 [124]. Ustanovljeno je da su ploče zavarene bez grešaka. Iz ploča NN-70 (sl. 6.5.) izrađene su epruvete za:

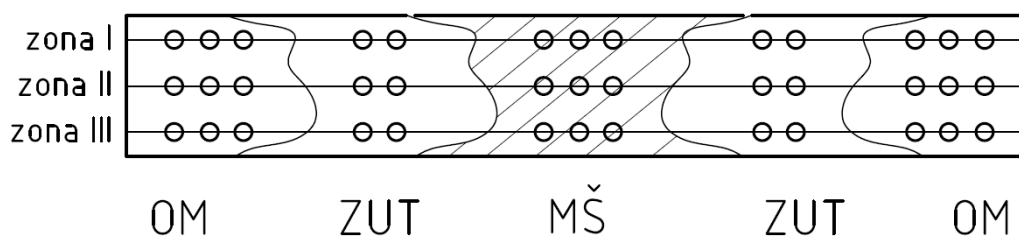
- 1) ispitivanje zateznih svojstava-1 epruveta
- 2) ispitivanje udarne žilavosti-29 epruveta (OM-11, MŠ-9 i ZUT-9)
- 3) ispitivanje pri NCZ-10 epruveta zavarenog spoja
- 4) određivanje J_{Ic} -9 epruveta (OM-3, MŠ-3 i ZUT-3)
- 5) određivanje brzine rasta zamorne prsline-3 epruvete (OM-1, MŠ-1 i ZUT-1)



Slika 6.5. Šema vađenja epruveta iz zavarenih ploča NN-70

6.4. Merenje tvrdoće po Vickersu

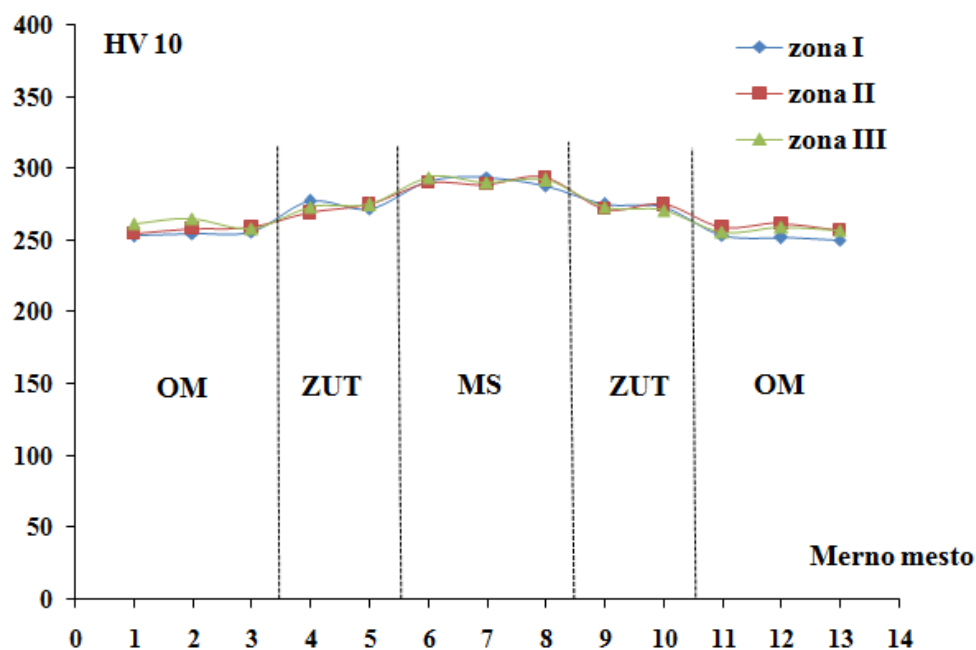
Korišćena je Vickersova metoda, HV10, metoda sa statičkim dejstvom sile, prema standardu SRPS EN 1043-1 [125]. Tvrdoća je merena linijski OM-ZUT-MŠ-ZUT-OM, šematski dato na sl. 6.6. Rezultati su prikazani u tabeli 6.5. i grafički dati na sl. 6.7.



Slika 6.6. Šematski prikaz merenja tvrdoće po Vickersu

Tabela 6.5. Rezultati merenja tvrdoće HV 10

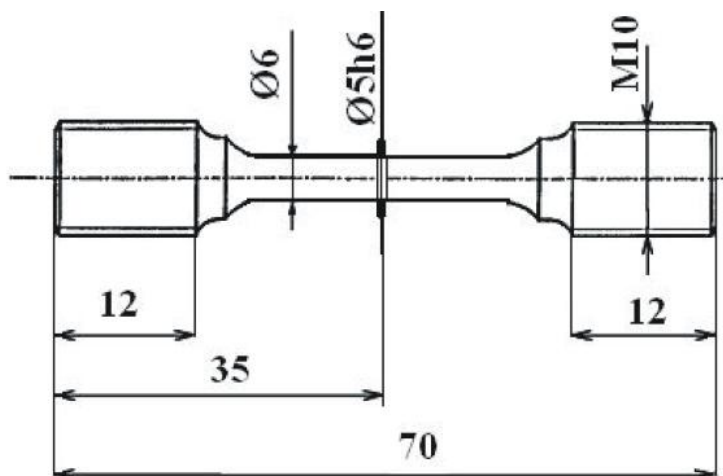
	OM			ZUT		MŠ			ZUT		OM		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
I	253	255	256	277	272	291	294	288	275	273	254	252	250
II	255	258	259	269	275	290	289	294	272	275	259	262	257
III	262	265	258	273	275	294	290	292	273	271	256	259	257



Slika 6.7. Raspodela tvrdoće kroz zavareni spoj

6.5. Zatezna svojstva zavarenog spoja NN-70

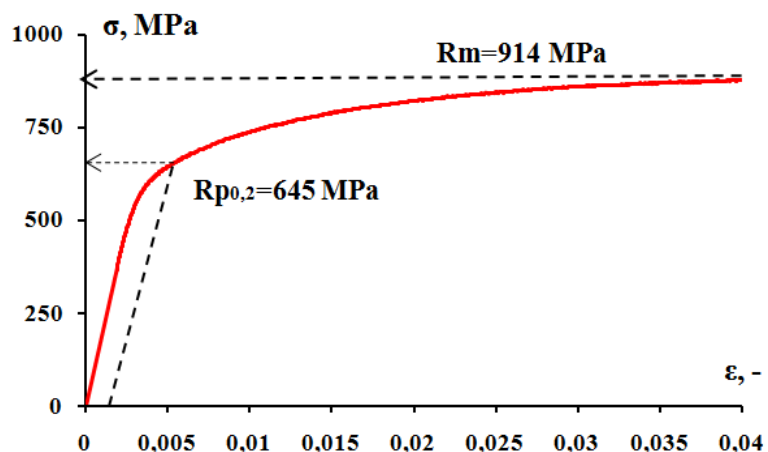
Za određivanje zateznih svojstava zavarenog spoja NN-70 na sobnoj temperaturi korišćena je okrugla epruveta prikazana na sl. 6.8. Ispitivanje je urađeno u Laboratoriji za eksperimentalnu čvrstoću Vojno-tehničkog instituta u Žarkovu na univerzalnoj elektromehaničkoj kidalici Schenck Trebel RM100, sa minimalnim opsegom od 0-20 kN i maksimalnim opsegom od 0-100 kN u kontroli izduženja. Brzina uvođenja opterećenja je bila 5 mm/min. Izduženje je registrovano ultrazvučnim ekstenzometrom, čija je tačnost iznosila $\pm 0,001$ mm. Sa dobijenog dijagrama, prikazanog na sl. 6.9., očitane su vrednosti maksimalne sile, sile koja odgovara početku plastične deformacije, u cilju dobijanja čvrstoće popuštanja i zatezne čvrstoće. Ispitivanje zateznih svojstava je urađeno prema standardu SRPS EN ISO 6892-1:2012 [126] koji je identičan sa standardom EN 10002. Zatezna svojstva zavarenog spoja NN-70 su data u tabeli 6.6.



Slika 6.8. Epruveta za zatezanje izrađena iz zavarenog spoja

Tabela 6.6. Zatezna svojstva zavarenog spoja NN-70

Čvrstoća popuštanja $R_{p0,2}$, MPa	Zatezna čvrstoća R_m , MPa
645	914

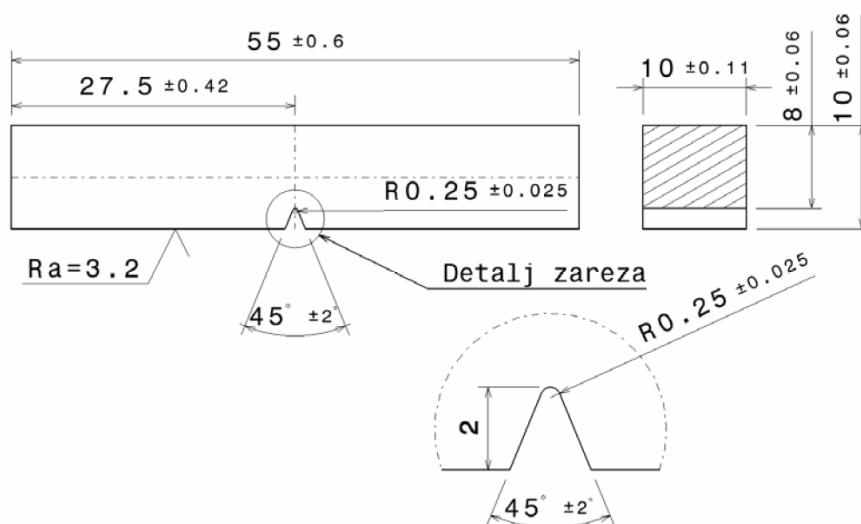


Slika 6.9. Dijagram dobijen pri ispitivanju zatezanjem

6.6. Udarne ispitivanja

Udarne ispitivanja epruveta sa zarezom za OM, MŠ i ZUT NN-70 su rađena u cilju određivanja ukupne energije udara, njenih komponenti energije stvaranja i širenja prsline, i prelazne temperature krtosti.

Epruvete su izrađene sa V zarezom dubine 2 mm (sl. 6.10.). Položaj zarezu u odnosu na zavareni spoj je definisan standardom EN 875 [127]. Zarez je izrađen glodanjem, bez vidljivih tragova mašinske obrade.



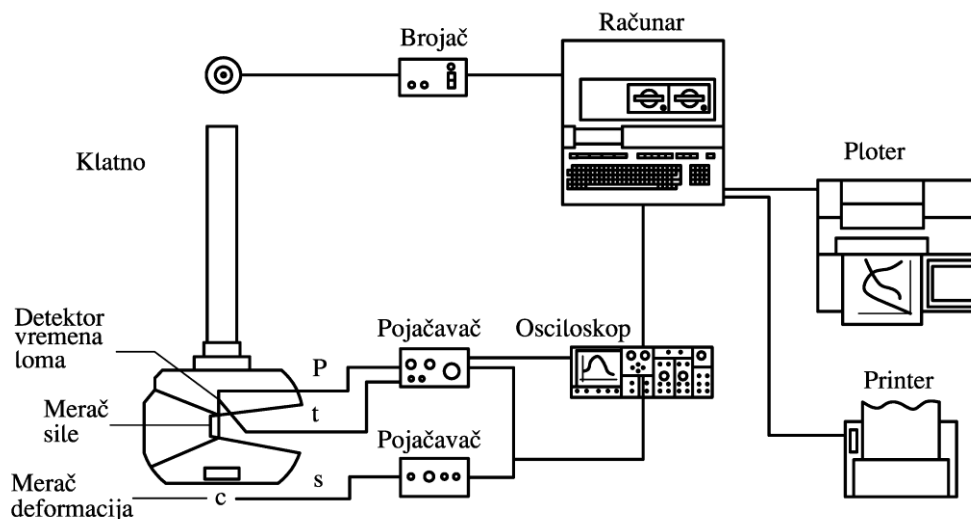
Slika 6.10. Oblik i dimenzije epruvete za ispitivanje udarne žilavosti po Šarpiju

SRPS EN 10045-1 [128] odnosno ASTM E23-02 je korišćeni standard za ovo ispitivanje urađeno u VTI, na instrumentiranom klatnu sa osciloskopom Schenck Trebel (sl. 6.11.), energije 150-300 J.



Slika 6.11. Instrumentirano Šarpijevo klatno

U Poglavlju 2.3. je opisana primena klatna kao i način praćenja promene sile sa vremenom (sl. 2.2.). Proces rada instrumentiranog klatna (sl. 6.12.) je obuhvatio povezivanje merača sile (instaliranog u čekiću klatna, detektora vremena i merača deformacije preko pojačavača sa osciloskopom). Osciloskopom je registrovan signal pri lomu epruvete udarom (period 5-12 ms) i posle je povezan na računar zbog obrade signala pri merenju.



Slika 6.12. Šematski prikaz savremenog instrumentiranog klatna [129]

Finalno su dobijeni dijagrami sa kojih su pročitani maksimalna sila, energija potrebna za stvaranje i širenje prsline kao i ukupna energija udara. Preciznije, dobijena su dva tipa dijagrama, sila-vreme i energija-vreme koji su omogućili analizu rezultata ispitivanja, koja se sastojala od ocene uticaja temperature ispitivanja na ukupnu energiju udara, E_{uk} sa svojim komponentama energije stvaranja, E_i i energije širenja prsline, E_p . Udarne ispitivanja konstituenata zavarenog spoja (OM, MŠ i ZUT) čelika NN-70 su rađena na sledećim temperaturama:

- OM na temperaturama: 20 °C, -20 °C, -60 °C, -100 °C,
- MŠ na temperaturama: 20 °C, -40 °C, -80 °C i
- ZUT na temperaturama: 20 °C, -40 °C, -80 °C.

Epruvete na sniženim temperaturama su hladene tečnim azotom radi postizanja željenog temperaturnog stanja.

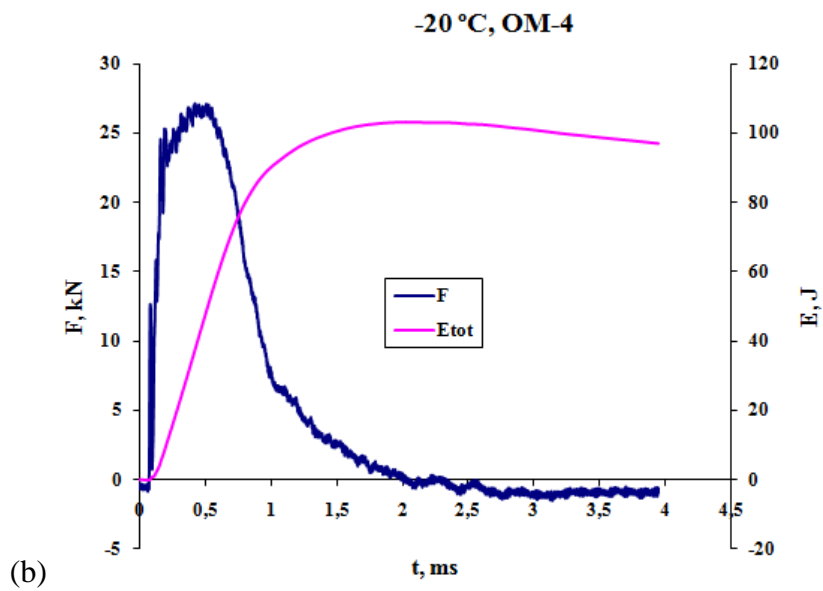
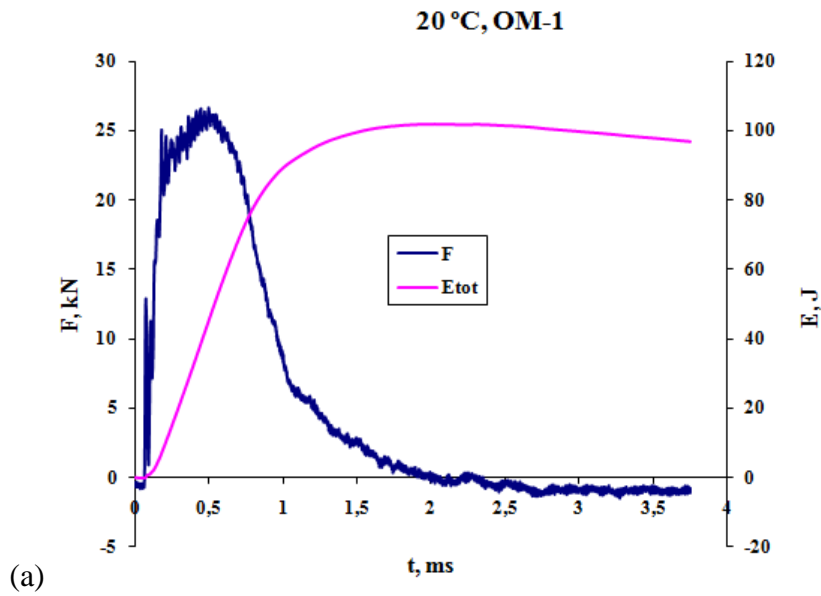
Prikaz dijagrama sila-vreme i energija-vreme

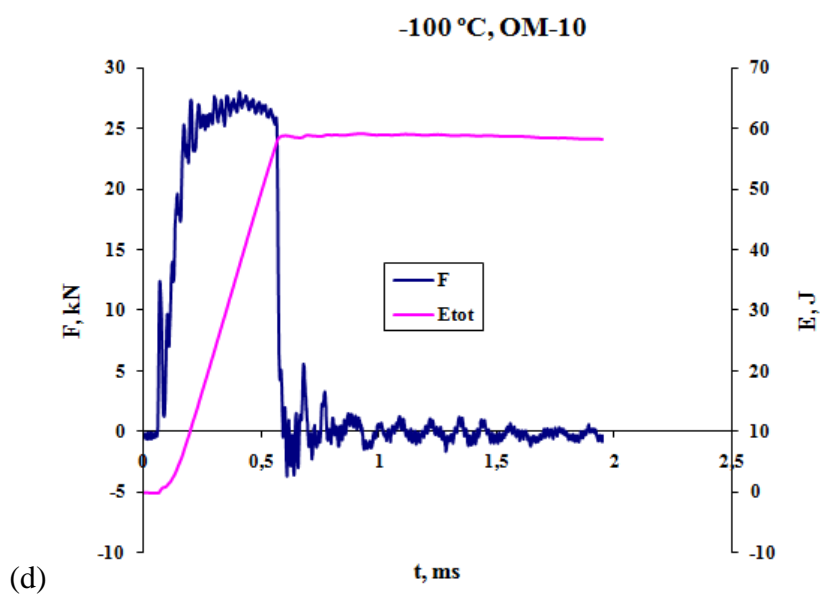
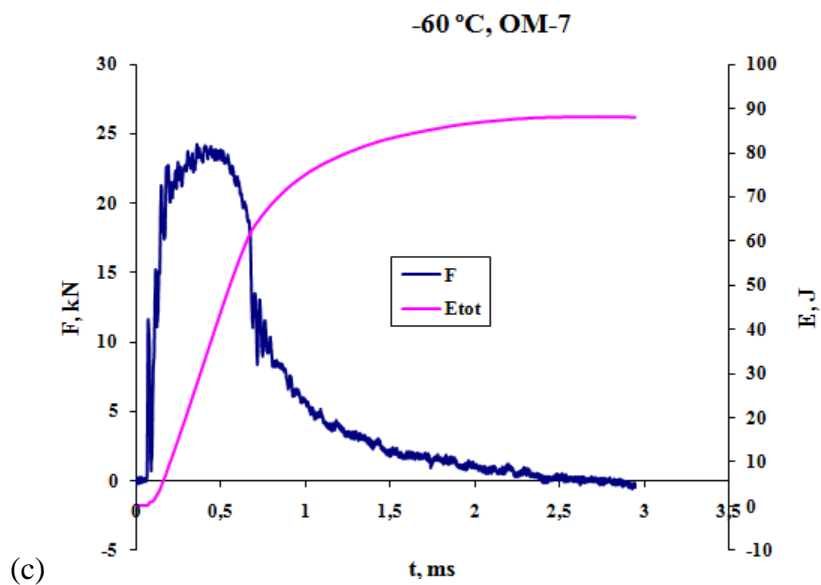
1) OM NN-70 sa dijagrama sila-vreme i energija-vreme očitane su vrednosti energije udara sa svojim komponentama i predstavljene u tabeli 6.7.

Tabela 6.7. Rezultati udarnih ispitivanja za OM NN-70

Oznaka epruvete	Temperatura ispitivanja T, °C	Ukupna energija udara E_{uk} , J	Energija stvaranja prsline E_i , J	Energija širenja prsline E_p , J
OM-1	20	97,08	39,17	57,90
OM-2	20	97,63	40,26	57,37
OM-3	20	95,79	39,37	56,42
OM-4	-20	96,89	41,59	55,30
OM-5	-20	96,52	37,89	58,64
OM-6	-60	60,78	41,44	19,34
OM-7	-60	87,87	37,02	50,86
OM-8	-60	86,77	37,29	49,48
OM-9	-100	52,91	46,21	6,7
OM-10	-100	58,26	41,04	17,22
OM-11	-100	63,66	41,63	22,03

Zbog brojnosti ispitanih epruveta, prikazan je po jedan zajednički dijagram (sila-vreme i energija-vreme) za svaku temperaturu ispitivanja OM (sl. 6.13.), dok su ostali dati u prilogu 1 jer pokazuju sličan karakter ponašanja NN-70.





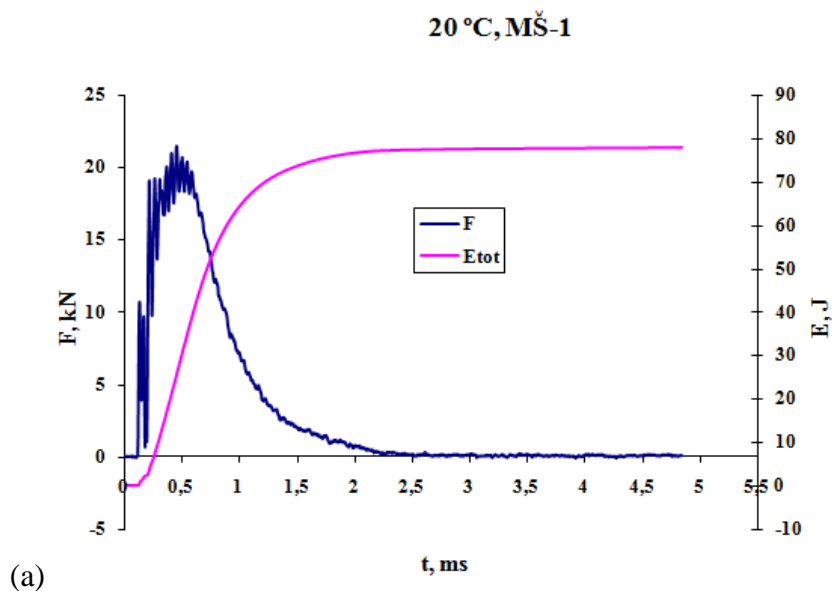
Slika 6.13. Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem za OM na sledećim temperaturama
(a) 20 °C, (b) -20 °C, (c) -60 °C i (d) -100 °C

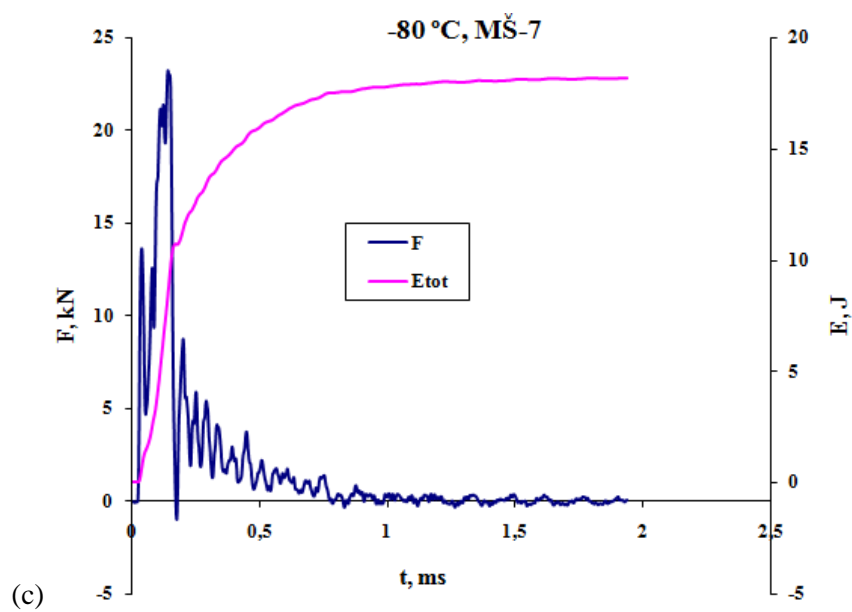
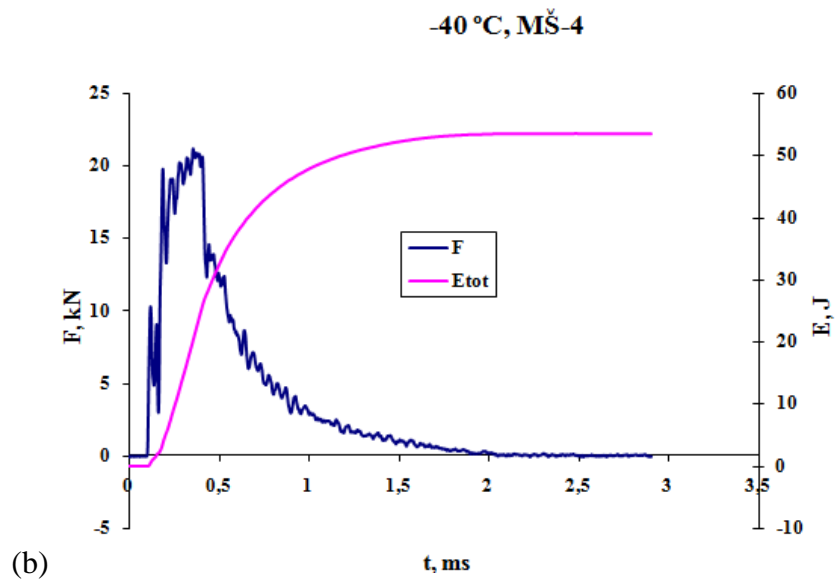
2) MŠ NN-70-u tabeli 6.8., analogno OM, dati su rezultati očitani sa dijagrama sila-vreme i energija-vreme.

Tabela 6.8. Rezultati udarnih ispitivanja za MŠ NN-70

Oznaka epruvete	Temperatura ispitivanja T, °C	Ukupna energija udara E _{uk} , J	Energija stvaranja prsline E _i , J	Energija širenja prsline E _p , J
MŠ-1	20	78,24	24,60	53,64
MŠ-2	20	79,82	24,48	55,34
MŠ-3	20	86,79	28,55	58,25
MŠ-4	-40	53,69	21,85	31,85
MŠ-5	-40	34,11	19,96	14,15
MŠ-6	-40	53,38	20,90	32,48
MŠ-7	-80	18,28	0	18,28
MŠ-8	-80	22,83	0	22,83
MŠ-9	-80	20,44	0	20,44

Na sl. 6.14. prikazani su dijagrami MŠ preciznije po jedan dijagram za svaku temperaturu ispitivanja, dok su ostali prikazani u prilogu 1.





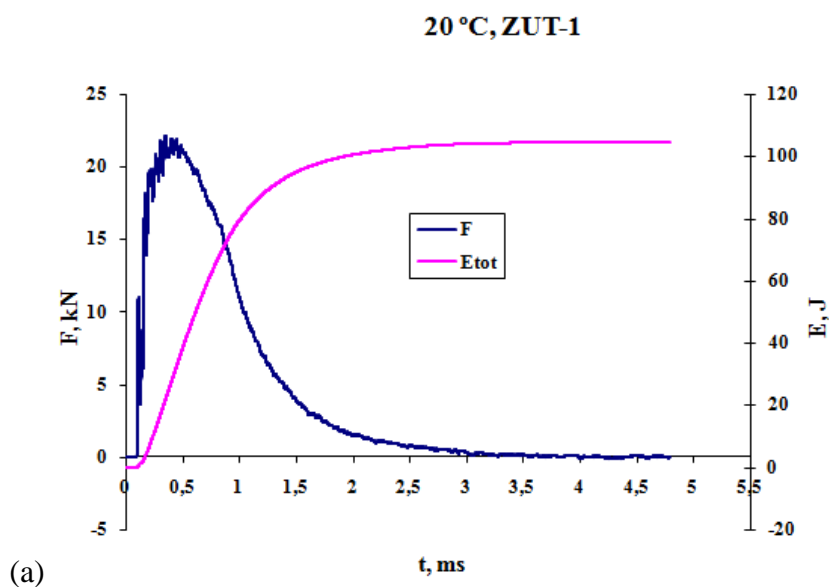
Slika 6.14. Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem za MŠ na temperaturama (a) 20 °C, (b) -40 °C i (c) -80 °C

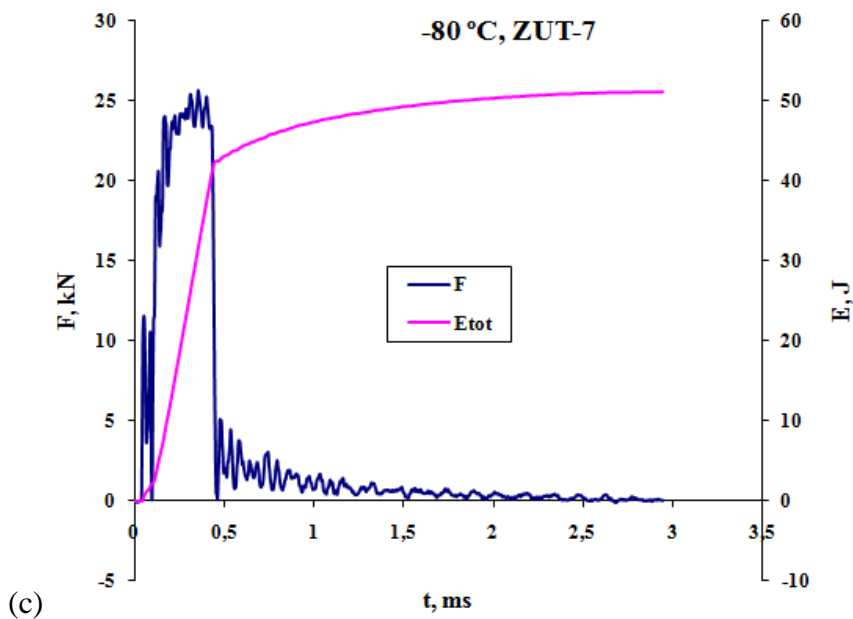
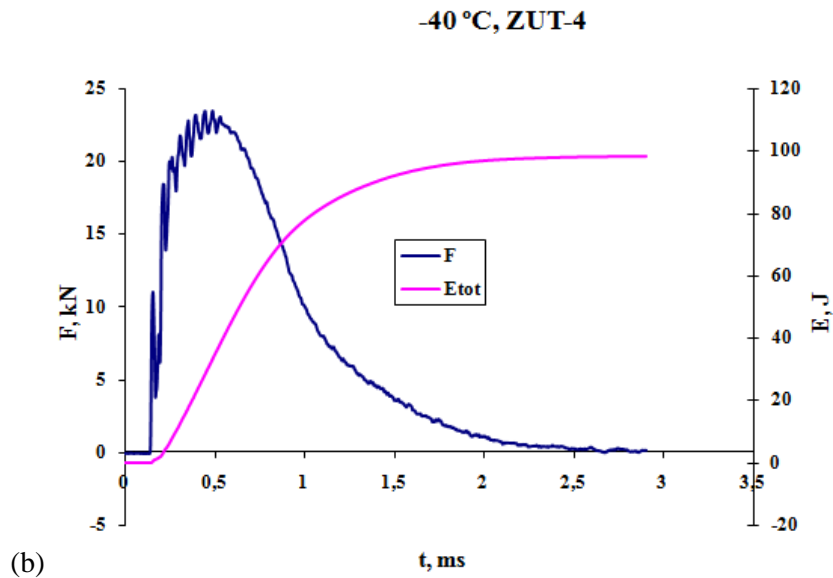
3) ZUT NN-70- prikazani su dijagrami sila-vreme i energija-vreme u tabeli 6.9.

Tabela 6.9. Rezultati udarnih ispitivanja za ZUT NN-70

Oznaka epruvete	Temperatura ispitivanja T, °C	Ukupna energija udara E_{uk} , J	Energija stvaranja prsline E_i , J	Energija širenja prsline E_p , J
ZUT-1	20	104,88	26,80	78,09
ZUT-2	20	109,67	28,40	81,27
ZUT-3	20	120,18	34,23	85,95
ZUT-4	-40	98,59	32,58	66,01
ZUT-5	-40	106,79	33,24	73,55
ZUT-6	-40	108,35	35,04	73,31
ZUT-7	-80	51,34	27,99	23,35
ZUT-8	-80	87,02	27,40	59,62
ZUT-9	-80	13,36	0	13,36

Na sl. 6.15. prikazani su dijagrami ZUT čelika NN-70 preciznije po jedan dijagram za svaku temperaturu ispitivanja, dok su ostali prikazani u prilogu 1.

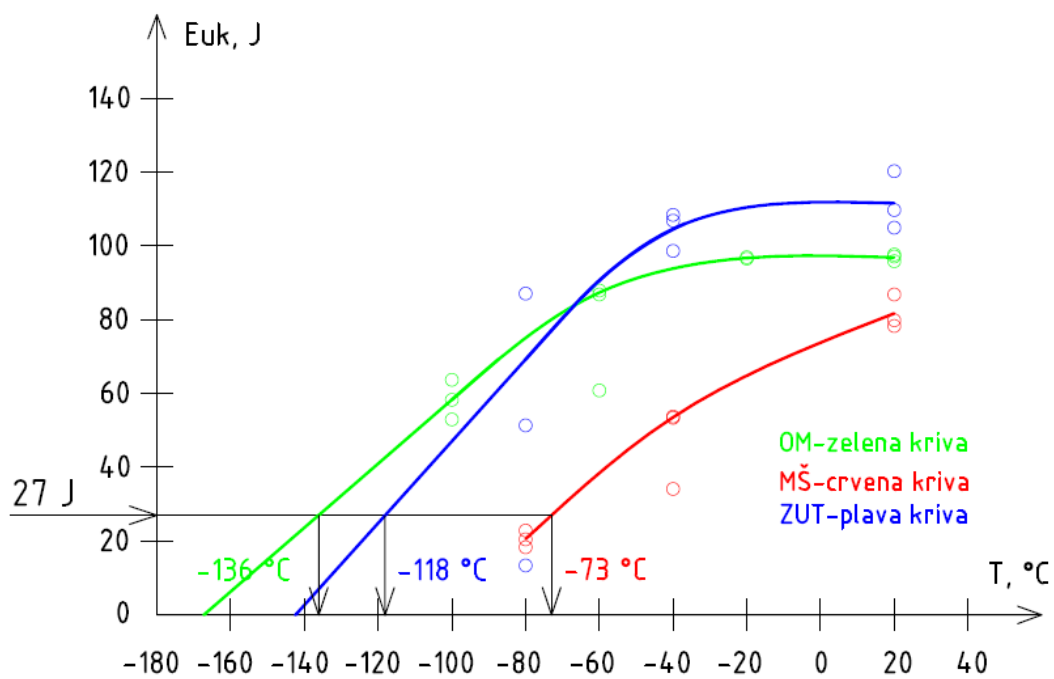




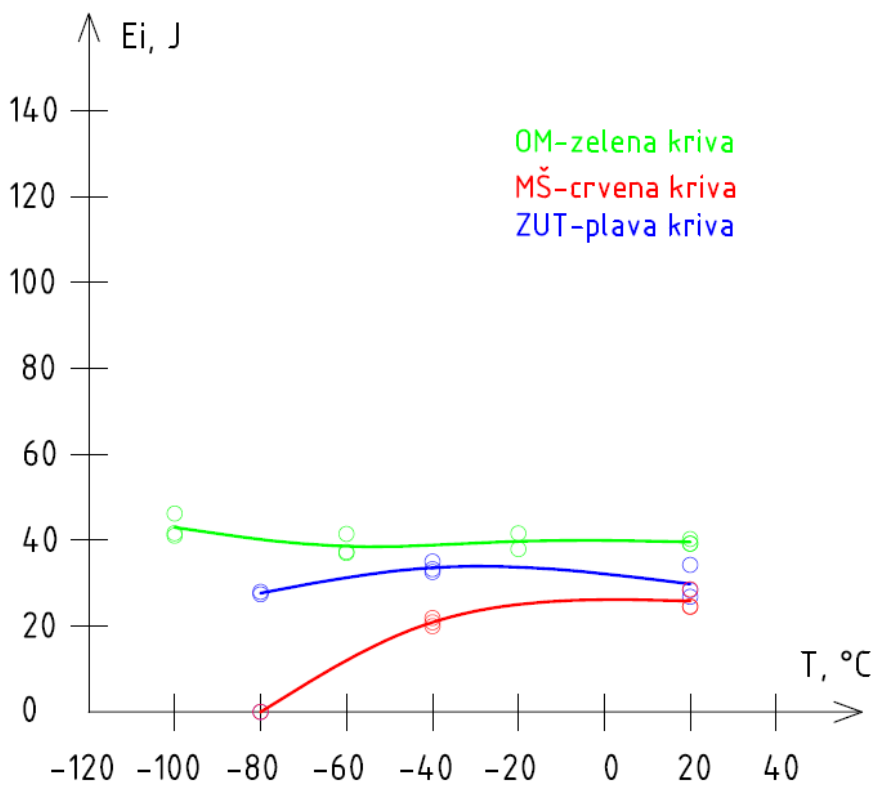
Slika 6.15. Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem za ZUT na temperaturama (a) 20 °C, (b) -40 °C i (c) -80 °C

Dijagrami energija loma-temperatura

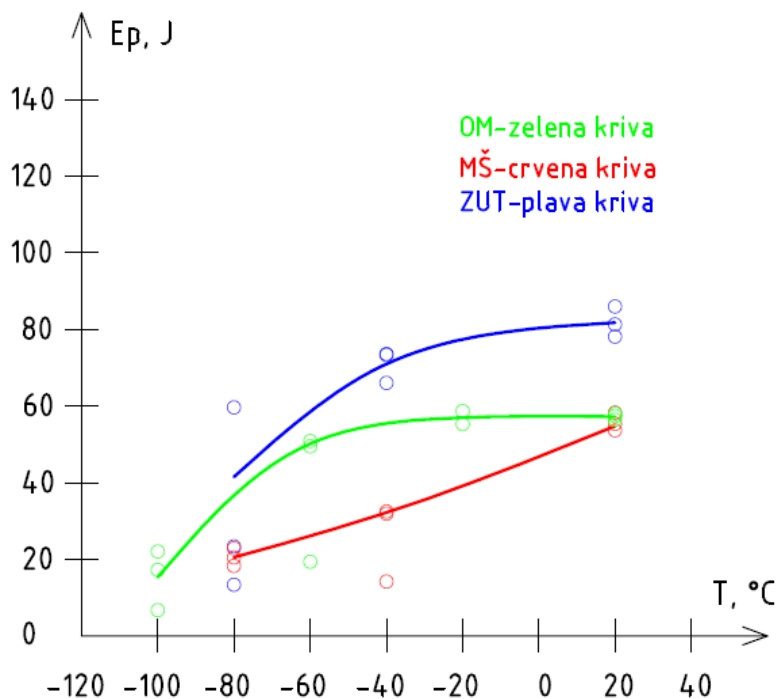
Na sl. 6.16., 6.17. i 6.18. prikazani su dijagrami zavisnosti E_{uk} , E_i , E_p od temperature ispitivanja za epruvete sa zarezom u OM, MŠ i ZUT odnosno prikazana je pojedinačno svaka od komponenti energije u zavisnosti od temperature.



Slika 6.16. Zavisnost E_{uk} od temperature za OM, MŠ i ZUT



Slika 6.17. Zavisnost E_i od temperature za OM, MŠ i ZUT



Slika 6.18. Zavisnost E_p od temperature za OM, MŠ i ZUT

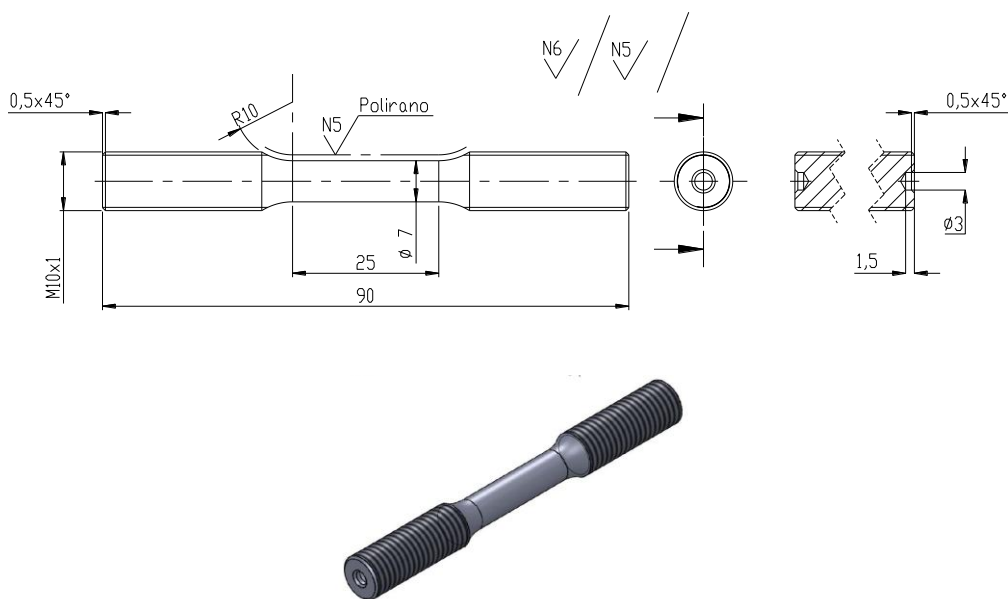
Dijagram zavisnosti ukupne energije udara od temperature ispitivanja (sl. 6.16.) je prikazan u cilju određivanja prelazne temperature krtosti ili temperature nulte plastičnosti kao značajnog parametra koji se dobija udarnim ispitivanjima pri različitim temperaturama. Kako postoji nekoliko načina određivanja prelazne odnosno kritične temperature, u ovom eksperimentu je korišćen kriterijum 27 J. To je ona temperatura pri kojoj ukupna energija udara iznosi 27 J. Treba pomenuti da je ovaj kriterijum danas jedan od najzastupljenijih u određivanju prelazne temperature. Vrednosti prelazne temperature za OM, MŠ i ZUT su prikazane u tabeli 6.10.

Tabela 6.10. Temperatura nulte plastičnosti komponenti zavarenog spoja NN-70

Mesto postavljanja zarez	Prelazna temperaturama, °C
OM	-136
MŠ	-73
ZUT	-118

6.7. Ispitivanje ponašanja zavarenog spoja NN-70 pri niskocikličnom zamoru

Za potrebe ispitivanja ponašanja realnog zavarenog spoja čelika NN-70 pri niskocikličnom zamoru izrađeno je 10 glatkih epruveta. Na sl. 6.19. su prikazane dimenzije epruvete za ispitivanje, dok su na sl. 6.20. prikazane epruvete spremne za postavljanje na mašinu.



Slika 6.19. Dimenzije epruvete za ispitivanje NCZ



Slika 6.20. Epruvete zavarenog spoja NN-70 spremne za ispitivanje NCZ

Izrađene epruvete su postavljene u alat (sl. 6.21.) koji se posle montira na mašinu za ispitivanje na zamor materijala.



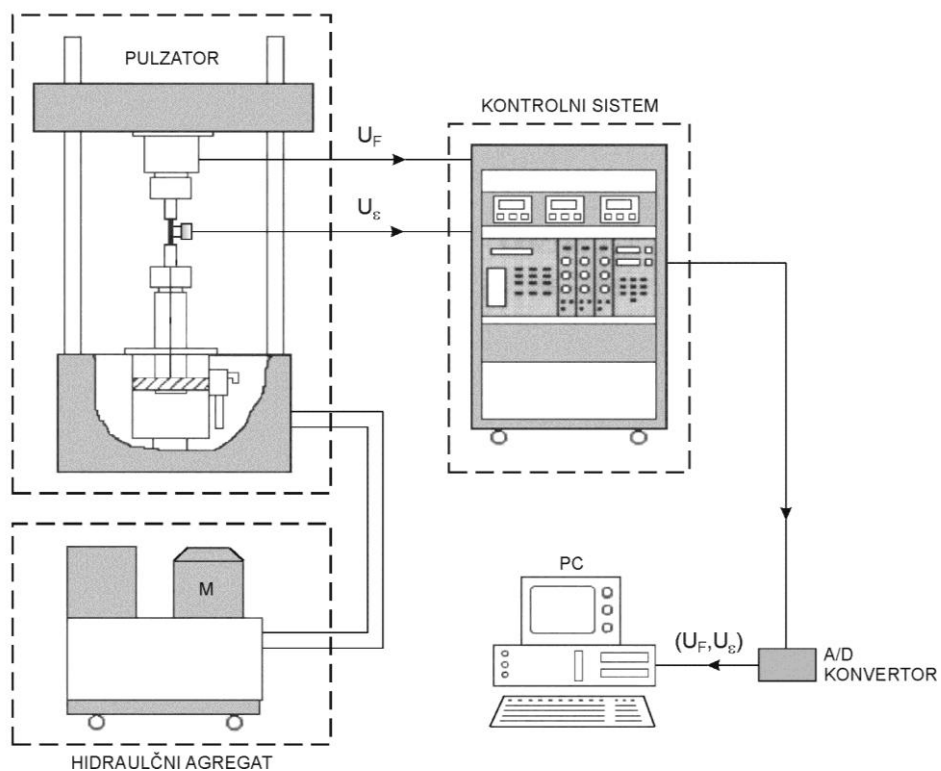
Slika 6.21. Alat zajedno sa epruvetom

Alat je napravljen od čelika, oznake Č 4732, čvrstoće popuštanja 1000 MPa, zatezne čvrstoće 1250 MPa koja je poboljšana na 1350 MPa. Ispitivanje je izvršeno na univerzalnom MTS sistemu (Material Testing System)-univerzalna hidraulična dinamička kidalica od 500 kN, model 641.37A-01 (sl. 6.22.).



Slika 6.22. Univerzalna hidraulična dinamička kidalica

Na sl. 6.23. je prikazan šematski prikaz MTS univerzalnog sistema. Iz predstavljene šeme se vidi da se sam sistem sastoji računara, kontrolnog sistema, hidrauličnog agregata i hidraulične kidalice (pulzatora).



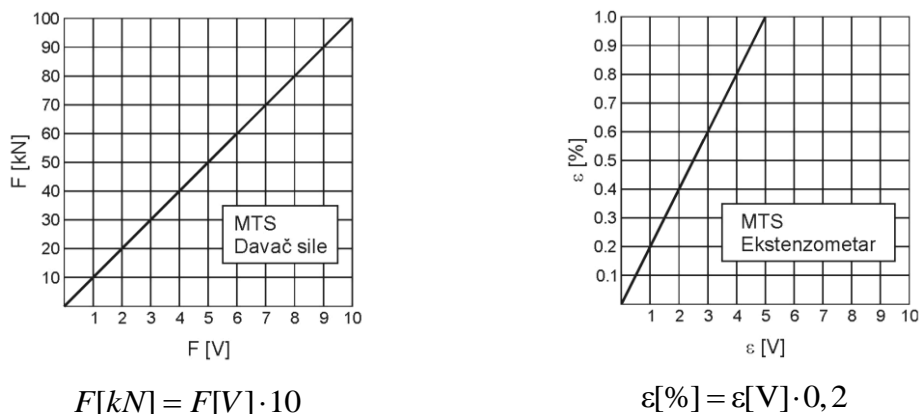
Slika 6.23. Šematski prikaz univerzalnog MTS sistema

Deformacije su merene ekstenzometrom, model MTS 632.27C-20, i odnosile su se na deformacije središnjeg dela epruvete, prečnika 7 mm (sl. 6.24.).



Slika 6.24. MTS ekstenzometar postavljen na epruvetu

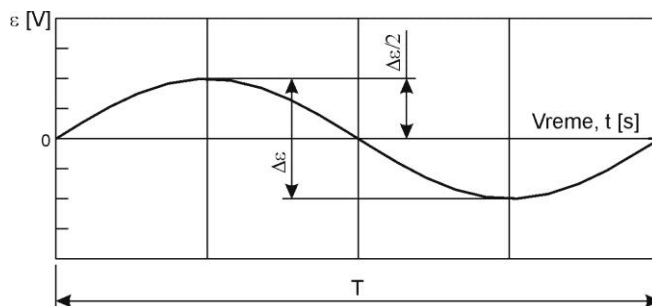
Linearne karakteristike korišćenog MTS davača sile i MTS ekstenzometra merne dužine $L_0=25$ mm, grafički su prikazane na sl. 6.25.



Slika 6.25. Linearne karakteristike MTS davača i MTS ekstenzometra

Pri ispitivanju su mereni i pojačavani električni signali sile, U_f kao i električni signali deformacija, U_ϵ . Davač sile, ekstenzometar i računar su povezani preko analogno/digitalnog konvertora i kontrolnog sistema. Izvorni rezultati ispitivanja U_f i U_ϵ su u vidu fajlova snimani na računar i predstavljeni su u voltima a kao rezultat dobijene su izlazne datoteke u programu EXCEL sa svim relevantnim podacima (vreme, maksimalni i minimalni broj ciklusa, deformacija, sila) potrebnih za određivanje otpornosti NN-70 pri NCZ. Stoga, 10 epruveta zavarenog spoja NN-70 izloženo je promenljivom opterećenju na sobnoj temperaturi. Nad epruvetama su izvršene dve vrste opterećenja: zatezanje i pritisak. Primenjen je režim zadatih kontrolisanih deformacija sa faktorom asimetrije ciklusa, $R_\epsilon = -1$, definisanih sinusnom trigonometrijskom funkcijom (sl. 6.26.), koja sadrži amplitudu, $\Delta\epsilon/2$ vreme, t i period, T :

$$\epsilon = \frac{\Delta\epsilon}{2} \sin\left(\frac{2\pi}{T} t\right) \tag{6.1.}$$



Sl. 6.26. Grafički prikaz zakona kontrolisanih deformacija

U tabeli 6.11. su sadržani podaci o režimima kontrolisanih deformacija za zavareni spoj. Takođe ubačeni su podaci o apsolutnom izduženju/suženju, Δl merne dužine $L_0=25 \text{ mm}$. Važno je napomenuti da je izvršen eksperiment na pet amplitudnih nivoa deformacijama konstantnih deformacija u opsegu od 0,40 do 0,80 %, koji odgovaraju vrednostima ukupnih deformacija. Vrednosti frekvencija, f pridruženih deformacionim nivoima su jednake recipročnim vrednostima odgovarajućih perioda, T .

Tabela 6.11. Podaci zavarenog spoja NN-70 o režimima kontrolisanih deformacija

	1	2	3	4	5	6	7
Epr.	$\Delta\varepsilon/2, \%$	$\Delta\varepsilon/2, \text{ V}$	$\Delta\varepsilon/2, \text{ mm/mm}$	$\Delta l, \text{ mm}$	$\Delta\varepsilon, \%$	$T, \text{ s}$	$f, \text{ Hz}$
1	0,40	2,00	0,0040	0,1000	0,80	4,30	0,233
2	0,40	2,00	0,0040	0,1000	0,80	4,30	0,233
3	0,50	2,50	0,0050	0,1250	1,00	4,30	0,233
4	0,50	2,50	0,0050	0,1250	1,00	4,30	0,233
5	0,60	3,00	0,0060	0,1500	1,20	4,30	0,233
6	0,60	3,00	0,0060	0,1500	1,20	4,30	0,233
7	0,70	3,50	0,0070	0,1750	1,40	4,30	0,233
8	0,70	3,50	0,0070	0,1750	1,40	4,30	0,233
9	0,80	4,00	0,0080	0,2000	1,60	4,30	0,233
10	0,80	4,00	0,0080	0,2000	1,60	4,30	0,233

Važno je napomenuti da je ispitivanje pri NCZ urađeno koristeći standarde ISO 12106 i ASTM E 606 [129,130]. Ovi standardi se veoma dobro upotpunjuju i daju verodostojnu sliku ponašanja materijala, u ovom slučaju čelika NN-70, pri delovanju NCZ.

Kako su elasto-plastične deformacije i nelinearna zavisnost napona i deformacija glavne karakteristike NCZ, ključne relacije za analizu su *ciklično naponsko-deformaciona kriva* i *kriva deformacija-vek*.

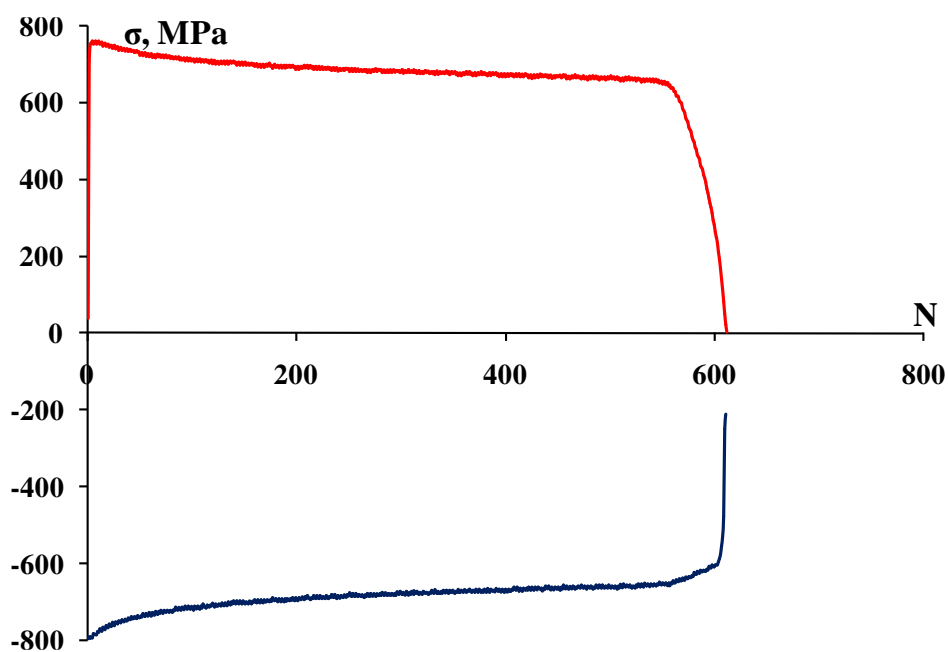
Radi boljeg razumevanja samog toka eksperimenta to jest dobijanja konačnih rezultata ispitivanja otpornosti NN-70 pri NCZ, u gore navedenim relacijama, respektivno su određeni i definisani sledeći koraci:

- kriva ekstremnih vrednosti napona,
- broj ciklusa do iniciranja prsline,
- stabilizovana histereza (polurasponi deformacija, min. i maks. vrednosti napona),

- određivanje modula elastičnosti,
- određivanje ciklično i monotono naponsko-deformacione krive u cilju ocene cikličnog ponašanja čelika,
- linearizovana elastična i plastična komponenta krive deformacija-vek i
- konstruisanje krive deformacija-vek.

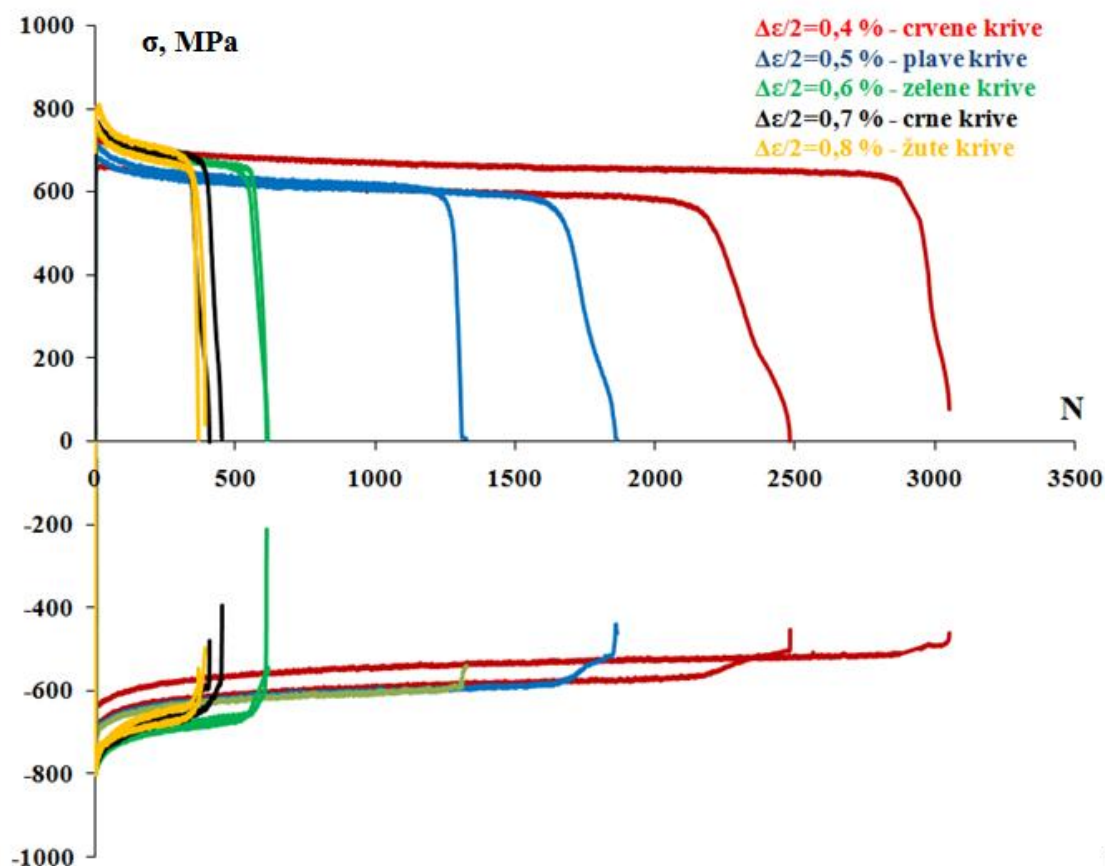
Kriva ekstremnih vrednosti napona

Od ekstremnih vrednosti napona (σ_{max} i σ_{min}) koji pripadaju gornjim i donjim tačkama histereza naponsko-deformacionog odziva za sve N -te cikluse, filtriranjem podataka u programu EXCEL, izdvojeni su posebni fajlovi, koji su poslužili za izradu dijagrama ekstremnih napona. Na sl. 6.27. je prikazana kriva ekstremnih vrednosti napona za epruvetu br. 5 dok su krive za ostalih devet epruveta prikazane u prilogu 2.



Slika 6.27. Kriva ekstremnih vrednosti napona za $\Delta\epsilon/2=0,6\%$ (epruveta br. 5)

Na sl. 6.28. je predstavljen dijagram svih krivih ekstremnih vrednosti napona, maksimalnih i minimalnih, i broja ciklusa do loma za različite amplitudne nivoe (0,4, 0,5, 0,6, 0,7 i 0,8%) koje su korišćene u okviru ovog eksperimenta.

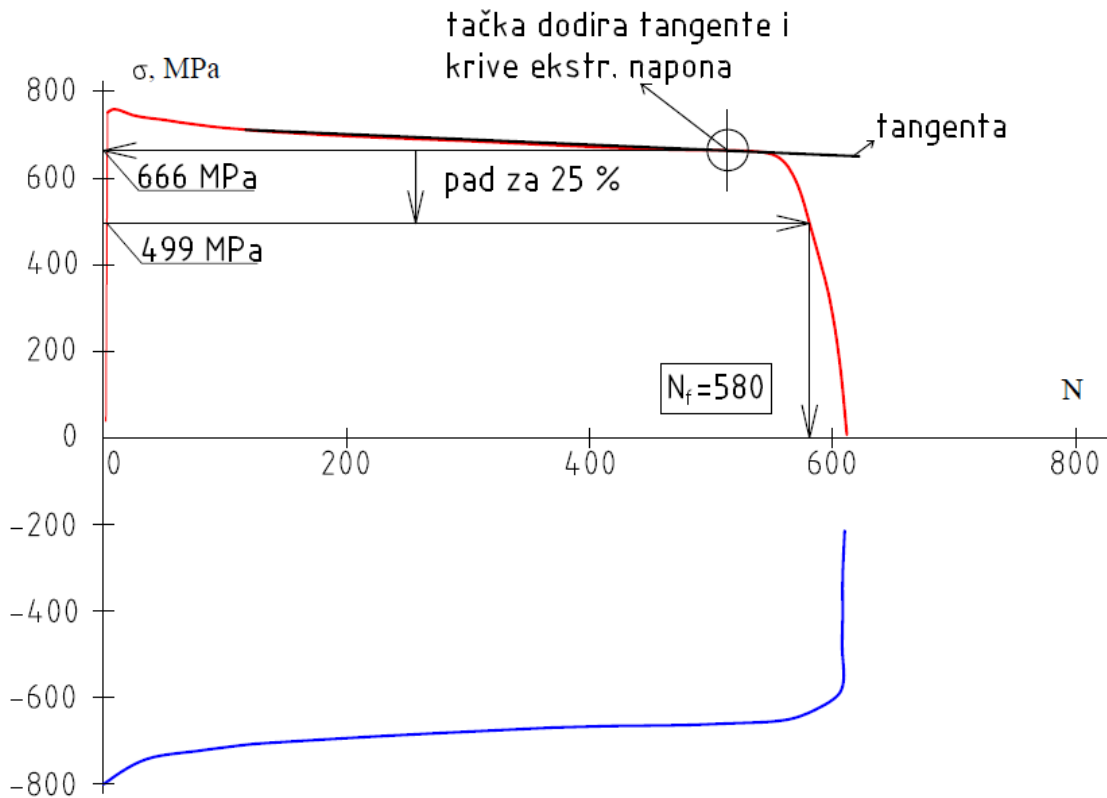


Slika 6.28. Krive ekstremnih vrednosti napona za pet amplitudnih nivoa deformacija

Broj ciklusa do iniciranja prsline (N_f)

Tačnim određivanjem N_f proizilazi i tačno konstruisanje stabilizovane histereze, kao predstavnika kompletnog procesa niskocikličnog zamora. Fokus je na dijagramima krivih ekstremnih vrednosti napona i broja ciklusa do loma (sl. 6.27. i 6.28.) na kojima se jasno vidi pad napona na različitim zadatim deformacionim nivoima. Upravo ovi dijagrami su poslužili za grafičko određivanje N_f , koristeći standard ISO 12106. Dakle, na sl. 6.29. je grafički prikazan način određivanja broja ciklusa do iniciranja prsline, N_f za epruvetu br. 5. Prvo je konstruisana tangenta na krivu pozitivnih ekstremnih vrednosti napona. Iz tačke dodira tangente i krive ekstremnih vrednosti je povučena normalna na ordinatu gde je očitana vrednost napona (666 MPa). Zatim je ta vrednost umanjena za 25 %, prema preporuci standarda ISO 12106, u ovom slučaju je umanjena za 167 MPa. Naime, vrednosti umanjjenja ispod 25 % daju veće netačnosti i odstupanja, što je najbolje opisano u [131]. Na kraju, je iz tačke preseka horizontalne prave,

dobijene umanjnjem za 25 %, i krive ekstremnih vrednosti napona, spuštenu normalu na apscisu i očitana vrednost $N_f=580$ ciklusa do iniciranja prsline. Ovakav postupak se odnosi na prisustvo jedne ili više prsline u epruveti. Za ostalih devet epruveta izvršeno je identično određivanje N_f .



Slika 6.29. Grafički prikaz određivanja N_f na primeru epruvete br. 5

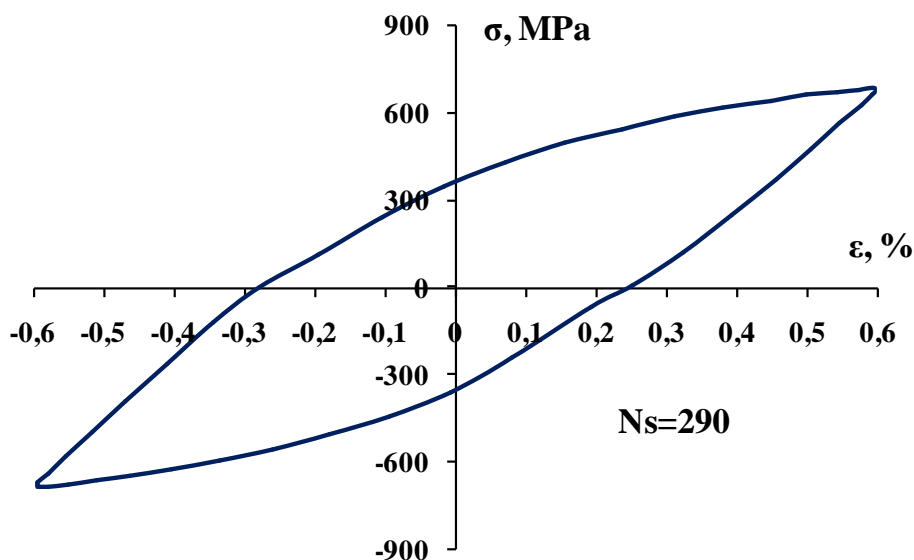
Stabilizovana histereza

Kako je već definisano u poglavlju 4.1., jedan od glavnih ciljeva ovog ispitivanja je određivanje stabilizovane histereze, kao predstavnika svih histereza. Stabilizovana histereza za ciklus, N_s je određena kao polovina broja ciklusa do iniciranja prsline, N_f , što je definisano u oba korišćena standarda za ispitivanje NCZ. Podaci o ciklusima do iniciranja prsline i o ciklusima u oblasti stabilizacije su prikazani u tabeli 6.12.

Tabela 6.12. Vrednosti N_f i N_s za zavareni spoj NN-70

Epruveta	$\Delta\varepsilon/2$, %	N_f	N_s
1	0,4	2956	1478
2	0,4	2250	1125
3	0,5	1710	855
4	0,5	1284	642
5	0,6	580	290
6	0,6	568	284
7	0,7	414	207
8	0,7	356	178
9	0,8	374	187
10	0,8	354	177

Iz fajlova EXCEL programa, za definisane stabilizujuće cikluse, N_s izdvojene su njima odgovarajuće stabilizovane histereze za svaku epruvetu. Prikazana je stabilizovana histereza za epruvetu br. 5 (sl. 6.30.), dok se ostale nalaze u prilogu 2.



Slika 6.30. Primer stabilizovane histereze naposko-deformacionog odziva ($N_s=290$)

Na svakoj histerezi izdvojene su amplitude plastične i elastične deformacije, analogno sl. 4.1., a posle i računski dobijene plastične i elastične deformacije. Ceo grafički metod određivanja amplituda deformacija je urađen u programskom paketu Autocad. Podaci amplituda deformacija, izmereni u Autocad-u (kolone 2 i 3), su

srazmerno pretočeni u vrednosti potrebne za proračun, koje se nalaze u kolonama 5 i 6 tabele 6.13.

Tabela 6.13. Podaci amplituda plastične i elastične deformacije dobijene u razmeri

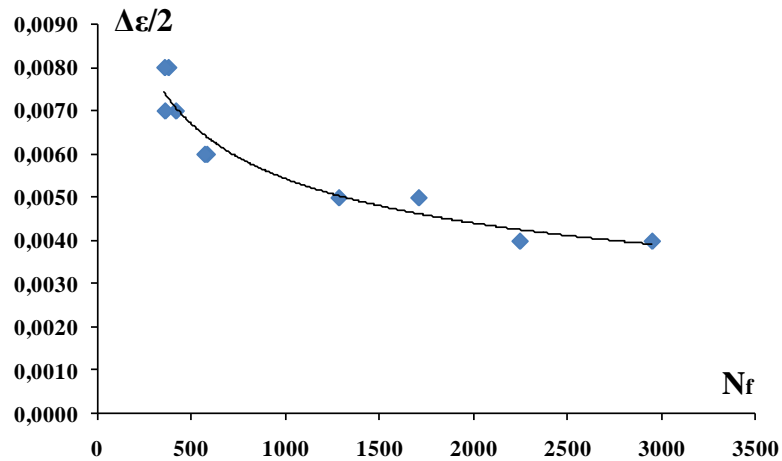
Epr.	$\Delta\varepsilon_p/2$ (Autocad)	$\Delta\varepsilon_e/2$ (Autocad)	$\Delta\varepsilon/2$, mm/mm	$\Delta\varepsilon_p/2$, mm/mm	$\Delta\varepsilon_e/2$, mm/mm
1	2	3	4	5	6
1	0,379	1,522	0,004	0,000797	0,003203
2	0,530	1,403	0,004	0,001097	0,002903
3	0,735	1,192	0,005	0,001907	0,003093
4	0,774	1,140	0,005	0,002022	0,002978
5	0,794	1,132	0,006	0,002474	0,003526
6	0,947	0,976	0,006	0,002955	0,003045
7	0,956	0,978	0,007	0,003460	0,003540
8	1,055	0,881	0,007	0,003815	0,003185
9	1,103	0,842	0,008	0,004537	0,003463
10	1,069	0,846	0,008	0,004466	0,003534

Pored vrednosti plastične i elastične amplitude deformacije, u tabeli 6.14. su date ostale karakteristične vrednosti za svaku stabilizovanu histerezu, odnosno date su vrednosti maksimalnog i minimalnog napona zajedno sa amplitudom napona (srednja vrednost σ_{max} i σ_{min}) dopunjene sa vrednostima broja ciklusa do iniciranja prsline.

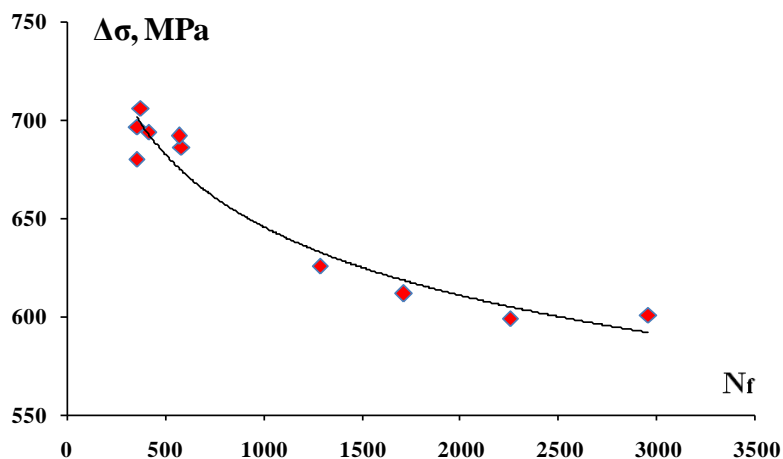
Tabela 6.14. Podaci o stabilizovanim histerezama za zavareni spoj

Ep.	$\Delta\varepsilon/2$, mm/mm	$\Delta\varepsilon_p/2$, mm/mm	$\Delta\varepsilon_e/2$, mm/mm	σ_{max} , MPa	σ_{min} , MPa	$\Delta\sigma/2$, MPa	N_f
1	2	3	4	5	6	7	8
1	0,004	0,000797	0,003203	665,148	536,444	600,796	2956
2	0,004	0,001097	0,002903	609,232	589,209	599,220	2250
3	0,005	0,001907	0,003093	613,870	609,110	611,490	1710
4	0,005	0,002022	0,002978	631,244	620,411	625,827	1284
5	0,006	0,002474	0,003526	686,817	685,349	686,083	580
6	0,006	0,002955	0,003045	687,071	697,070	692,071	568
7	0,007	0,003460	0,003540	709,925	678,431	694,178	414
8	0,007	0,003815	0,003185	697,418	695,563	696,491	356
9	0,008	0,004537	0,003463	717,766	695,129	706,448	374
10	0,008	0,004466	0,003534	690,192	670,169	680,180	354

Na osnovu kolona 2, 7 i 8 obrazovane su zavisnost ukupna amplituda deformacije-broj ciklusa do iniciranja prsline i zavisnost amplituda napona-broj ciklusa do iniciranja prsline. Na osnovu dobijenih eksperimentalnih vrednosti konstruisane su krive i prikazane na sl. 6.31.



(a)



(b)

Slika 6.31. Zavisnosti $\Delta\epsilon/2-N_f$ (a) i $\Delta\sigma/2-N_f$ (b) dobijene na osnovu eksperimentalnih vrednosti izdvojenih iz stabilizovanih histereza

Određivanje modula elastičnosti

Modul elastičnosti, E , kao koeficijent proporcionalnosti za komponentu elastične deformacije figuriše u Ramberg-Ozgdovoj relaciji (ciklično naponsko-deformaciona kriva) i Kofin-Mansonovoj relaciji (kriva deformacija-vek) i za svaku

epruvetu je određen prema standardu ASTM E606. Kao parametar otpornosti materijala, definisan pri proporcionalnom porastu sile, kada se epruveta deformiše-izdužuje u slučaju ispitivanja materijala na NCZ, dobijen je korišćenjem stabilizovane histerezijske petlje naponsko-deformacionog odziva.

Na sl. 4.5 u poglavlju 4 se vidi grafički postupak određivanja E na osnovu Hukovog zakona (4.2.), gde je u matematičkom smislu, E definisan kao odnos amplitude napona, $\Delta\sigma/2$ u poprečnom preseku epruvete i odgovarajuće amplitude elastične deformacije, $\Delta\varepsilon/2$. U tabeli 6.15. date su vrednosti E za epruvete zavarenog spoja čelika NN-70, izračunatog za svaku stabilizovanu histerezu. Na kraju je izračunata srednja vrednost E . Razlog odstupanja izračunatih vrednosti E se ogleda u različitim nagibima krivih stabilizovanih histereza zavisno od amplitudnog nivoa zadate konstantne deformacije.

Tabela 6.15. Vrednosti modula elastičnosti stabilizovanih histerezijskih petlji

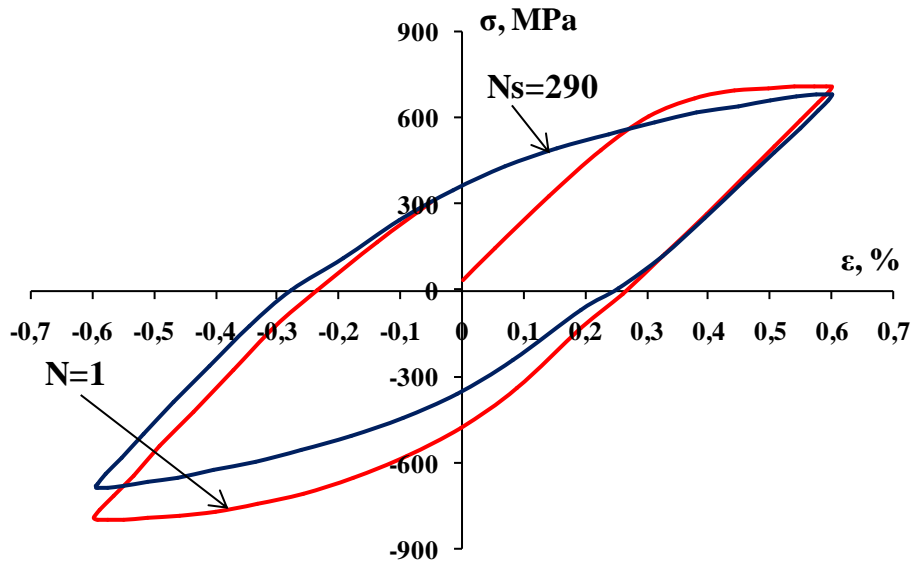
Epruveta	$\Delta\sigma/2$, MPa	$\Delta\varepsilon/2$, mm/mm	E , GPa
1	2	3	4
1	600,7963	0,003203	187,601
2	599,2203	0,002903	206,396
3	611,4902	0,003093	197,708
4	625,8272	0,002978	210,146
5	686,0826	0,003526	194,552
6	692,0706	0,003045	227,263
7	694,1780	0,003540	196,106
8	696,4907	0,003185	218,649
9	706,4479	0,003463	203,985
10	680,1802	0,003534	192,456

$$E_{sr} = 203,486 \text{ GPa}$$

U istraživanju Boronskog [46], pretočeno u ovaj proračun, ustanovljeno je da se posmatranjem prvog i ostalih ciklusa naponsko-deformacionog odziva uočava promena krutosti materijala što prouzrokuje i promenu E . Analizom histerezijske petlje, uočeno je da ona ne poseduje linearno-elastični deo, što povećava broj mogućnosti korišćenja E .

Dakle, sa sl. 6.32. (na primeru epruvete br. 5) se vidi da postoje statički ($N=1$) i dinamički modul elastičnosti ($N_s=290$). Generalno, za ciklično naponsko-deformacionu krivu i krivu deformacija-vek je korišćen dinamički modul elastičnosti izračunat u tabeli

6.15. baziran na stabilizovanim histerezama dok za monotonu naponsko-deformacionu krivu se koriste prve četvrtine ciklusa $N=1$.



Slika 6.32. Prvi ($N=1$) i stabilizovani ($N_s=290$) ciklus

Na osnovu objašnjenja dobijanja elastične i plastične deformacije za obrazovanje monotone krive u poglavlju 4.2. dobijen je statički modul elastičnosti, analogno relaciji $E=\sigma/\epsilon_e$ na sl. 4.7. U tabeli 6.16. je data srednja vrednost E za epruvete.

Tabela 6.16. Vrednosti modula elastičnosti za monotono ispitivanje

Epruveta	σ , MPa	ϵ_p , mm/mm	ϵ_e , mm/mm	E , GPa
1	2	3	4	5
1	690,85	0,0011	0,0029	238224,1
2	608,22	0,0012	0,0028	217221,4
3	636,98	0,0016	0,0034	187347,1
4	654,27	0,0025	0,0025	261708
5	714,56	0,0026	0,0034	210164,7
6	691,96	0,0029	0,0031	223212,9
7	696,52	0,0038	0,0032	217662,5
8	678,82	0,0032	0,0038	178636,8
9	735,47	0,0045	0,0035	210134,3
10	706,47	0,0048	0,0032	220771,9

$$E_{1/4sr} = 216,508 \text{ GPa}$$

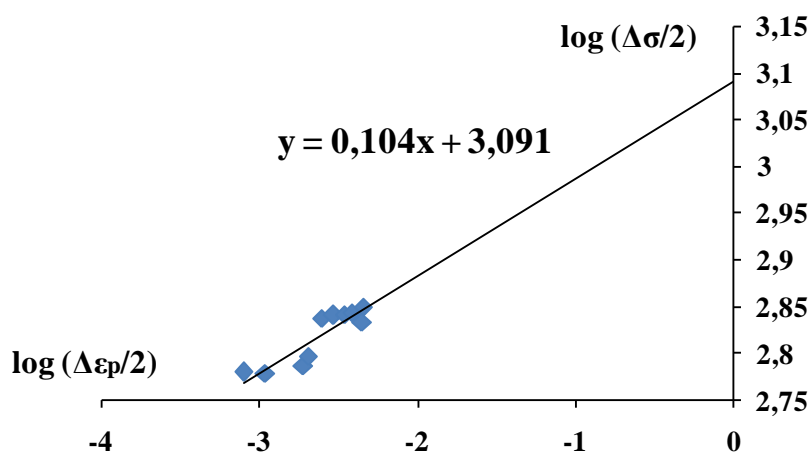
Analizom rezultata dobijenih E , kako statičkih tako i dinamičkih, uočeno je u [46], da je dinamički modul elastičnosti niži od svog monotonog modula jer se vrednost modula smanjuje sa brojem ciklusa i označava slabiju linearnost elastičnog dela histerezisne petlje.

Uprkos prethodnom, važno je napomenuti da vrednost E ne utiče na dijagrame zamornog veka i ciklično naponsko-deformacione dijagrame. Vrednost E utiče na opis materijala kvantitativno, ne proizvodi značajne inženjerske greške u proračunu i ne utiče na krajnji rezultat [46]. Samim tim u daljim ispitivanjima pri NCZ korišćen je dinamički modul elastičnosti $E_{sr}=203,486$ GPa.

Ocena cikličnog ponašanja čelika NN-70

U ovom segmentu proračuna prikazano je poređenje monotone i ciklične naponsko-deformacione krive sa svrhom ocene cikličnog ponašanja NN-70. Konstruisanje obe krive je bazirano na Ramberg-Ozgodovoj relaciji, definisanoj u poglavlju 4.2.

Obradom podataka iz kolone 3 ($\Delta\epsilon_p/2$ -amplituda plastične deformacije) i kolone 7 ($\Delta\sigma/2$ -amplituda napona), tačnije njihovim logaritmovanjem, iz tabele 6.14. dobijena je linearizovana stepena funkcija amplituda napona-amplituda plastične deformacije neophodna za definisanje cikličnih karakteristika n' i K' (sl. 6.33.).



Slika 6.33. Linearizovana stepena funkcija amplituda napona-amplituda plastične deformacije

Jednačina prave oblika $y=kx+n$ odgovara obliku jednačine 4.5., pa je dobijena je linearizovana stepena funkcija amplituda napona-amplituda plastične deformacije:

$$\log\left(\frac{\Delta\sigma}{2}\right) = 0,104 \log\left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right) + 3,091 \quad (6.2.)$$

gde su prema opštem obliku (4.5.), određene vrednosti:

$$n' = 0,104$$

$$K' = 1233,10 \text{ MPa}$$

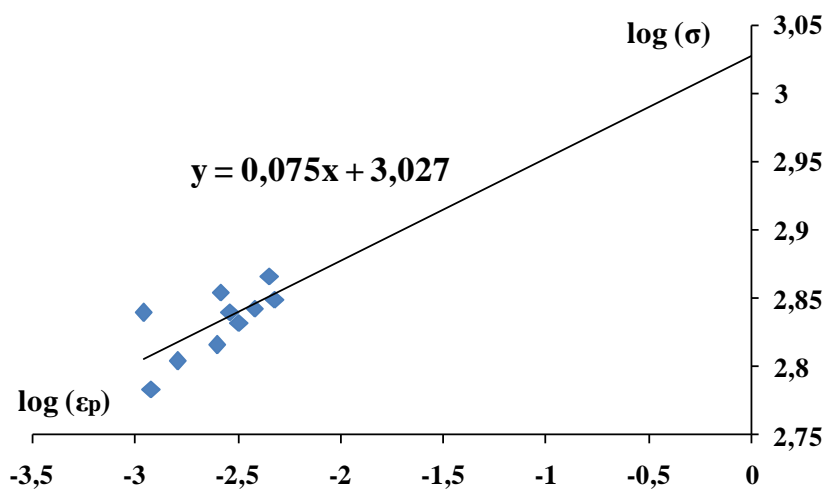
Na identičan način je određena linearizovana stepena funkcija napon-plastična deformacija potrebna za određivanje monotonih karakteristika n i K . EkspONENT n i koeficijent K su dobijeni konstruisanjem linearizovane stepene funkcije napon-plastična deformacija, koja je zasnovana na relaciji (4.9.). Logaritmovanjem podataka iz kolona 2 i 3 iz tabele 6.16. dobijena je linearizovana stepena funkcija napon-plastična deformacija (sl. 6.34.), definisana jednačinom prave oblika $y=kx+n$:

$$\log(\sigma) = 0,075 \log(\varepsilon_p) + 3,027 \quad (6.3.)$$

gde su prema opštem obliku (4.9.), određene vrednosti:

$$n = 0,075$$

$$K = 1064,14 \text{ MPa}$$



Slika 6.34. Linearizovana stepena funkcija napon-plastična deformacija

U tabeli 6.17. je dat prikaz cikličnih i monotoni karakteristika dobijenih pomoću linearizovane stepene funkcije amplituda napona-amplituda plastične deformacije odnosno pomoću linearizovane stepene funkcije napon-plastična deformacija.

Tabela 6.17. Ciklične i monotone karakteristike zavarenog spoja čelika NN-70

Čiklične karakteristike	Vrednosti	Monotone karakteristike	Vrednosti
Koeficijent ciklične čvrstoće, K' , MPa	1233,10	Koeficijent monotone čvrstoće, K , MPa	1064,14
Eksponent cikličnog deformacionog ojačavanja, n'	0,104	Eksponent monotone deformacionog ojačavanja, n	0,075

Karakteristike u tabeli 6.17. su iskorišćene za formiranje Ramberg-Ozgdove relacije za konstruisanje ciklično naponsko-deformacione krive (opšti oblik 4.6.) i za formiranje Ramberg-Ozgdove relacije za konstruisanje monotono naponsko-deformacione krive (opšti oblik 4.7.).

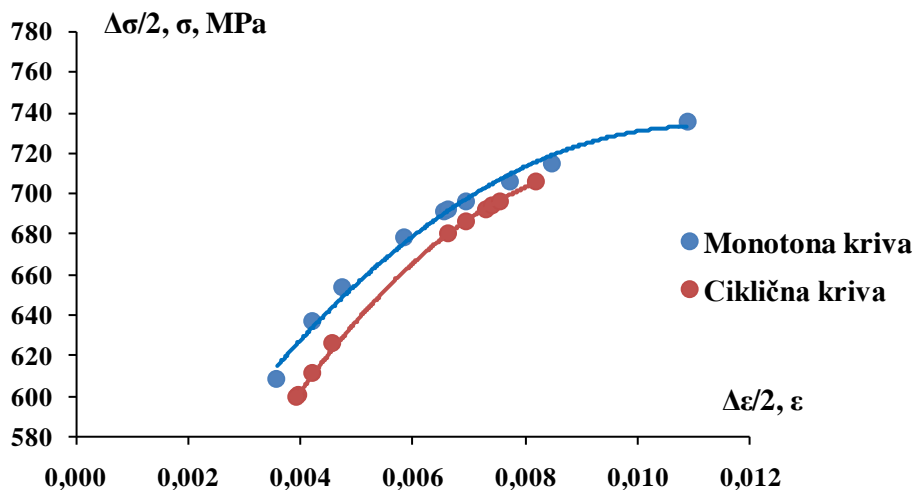
Jednačina ciklično naponsko-deformacione krive (4.6.) je formirana pomoću cikličnih karakteristika iz tabele 6.17., srednje vrednosti E iz tabele 6.15. kao i vrednosti amplituda napona stabilizovanih histereza, kolona 7 iz tabele 6.14.:

$$\left(\frac{\Delta\varepsilon}{2}\right) = \frac{1}{203486} \frac{\Delta\sigma}{2} + \left(\frac{1}{1233,10} \frac{\Delta\sigma}{2}\right)^{0,104} \quad (6.4.)$$

Jednačina monotono naponsko-deformacione krive (4.7.) je formirana pomoću monotoni karakteristika iz tabele 6.17., srednje vrednosti E iz Tabele 6.15., kao i vrednosti napona 1/4 početnih ciklusa, kolona 2 iz tabele 6.16.:

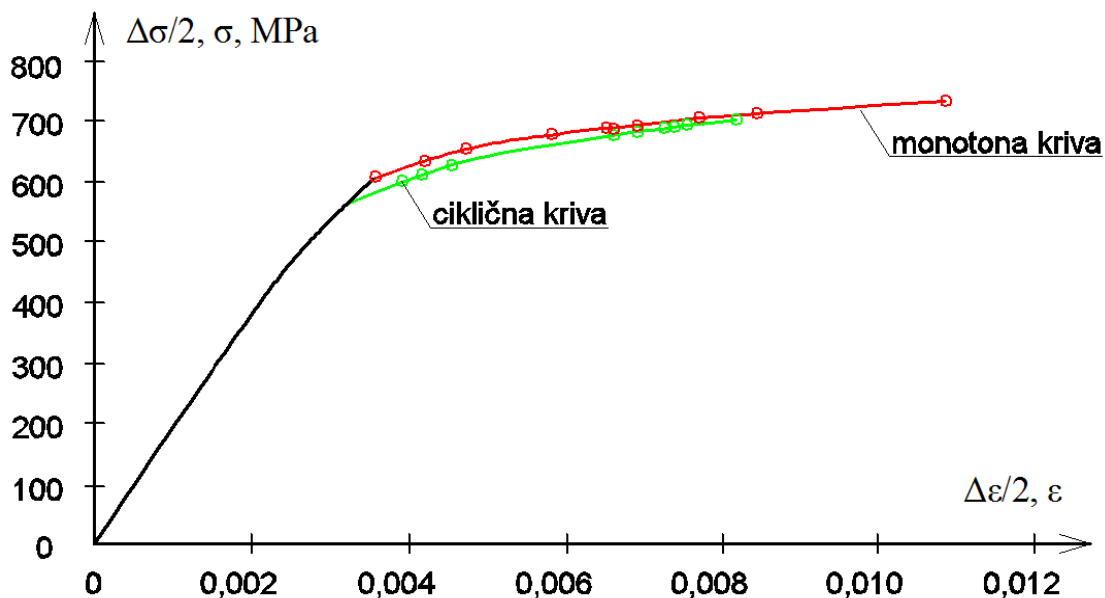
$$\varepsilon = \frac{1}{203486} \sigma + \left(\frac{1}{1064,14} \sigma\right)^{0,075} \quad (6.5.)$$

Na sl. 6.35. je prikazano poređenje ciklično naponsko-deformacione krive sa monotono naponsko-deformacionom krivom, gde je jasno uočljivo da pri NCZ čelik NN-70 slabi.



Slika 6.35. Poređenje ciklične i monotono naponsko-deformacione krive

Na sl. 6.36. je predstavljen drugačiji način prikaza poređenja ove dve krive sa pridodatim elastičnim delom krive, dobijenim prilikom ispitivanja zatezanjem (sl. 6.9.).

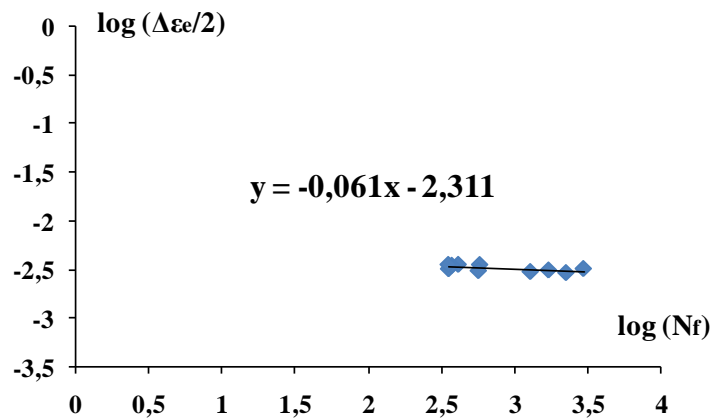


Slika 6.36 Poređenje ciklične i monotono naponsko-deformacione krive zajedno sa elastičnim delom dobijenim prilikom ispitivanja na zatezanje

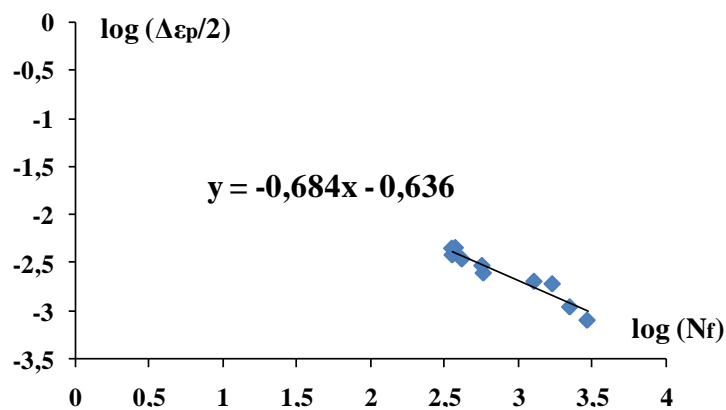
Izdvajanje linearizovane plastične i elastične komponente krive deformacija-vek

Koristeći podatke iz tabele 6.14. (kolona 4, $\Delta\varepsilon_e/2$ -amplituda elastične deformacije i kolona 8, N_f -broj ciklusa do inicijacije prsline) obrazovana je linearizovana elastična komponenta krive deformacija-vek. Linearizovana plastična komponenta krive deformacija-vek je obrazovana koristeći podatke iz tabele 6.14. (kolona 3, $\Delta\varepsilon_p/2$ -amplituda elastične deformacije i kolone 8, N_f). Pomenute vrednosti su logaritmovane i nakon toga su obrazovani dijagrami na sl. 6.37.

(a)



(b)



Slika 6.37. Linearizovana elastična (a) i plastična (b) komponenta krive deformacija-vek

Prema jednačinama pravih elastične (4.15.) i plastične komponente (4.16.) dobijeni su sledeći izrazi:

$$\log \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = -0,061 \log N_f - 2,311 \quad (6.6.)$$

$$\log \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = -0,684 \log N_f - 0,636 \quad (6.7.)$$

gde su:

$$b = -0,061$$

$$\sigma'_f = 994,34 \text{ MPa (dobijen antilogaritmovanjem, koristeći } E_{sr} \text{ iz tabele 6.15., i 4.15.)}$$

$$c = -0,684$$

$$\varepsilon'_f = 0,2312 \text{ (dobijen antilogaritmovanjem na osnovu 4.16.)}$$

U tabeli 6.18. su prikazani svi parametri izračunati prilikom ispitivanja ponašanja zavarenog spoja NN-70 pri NCZ.

Tabela 6.18. Parametri NCZ za zavareni spoj čelika NN-70

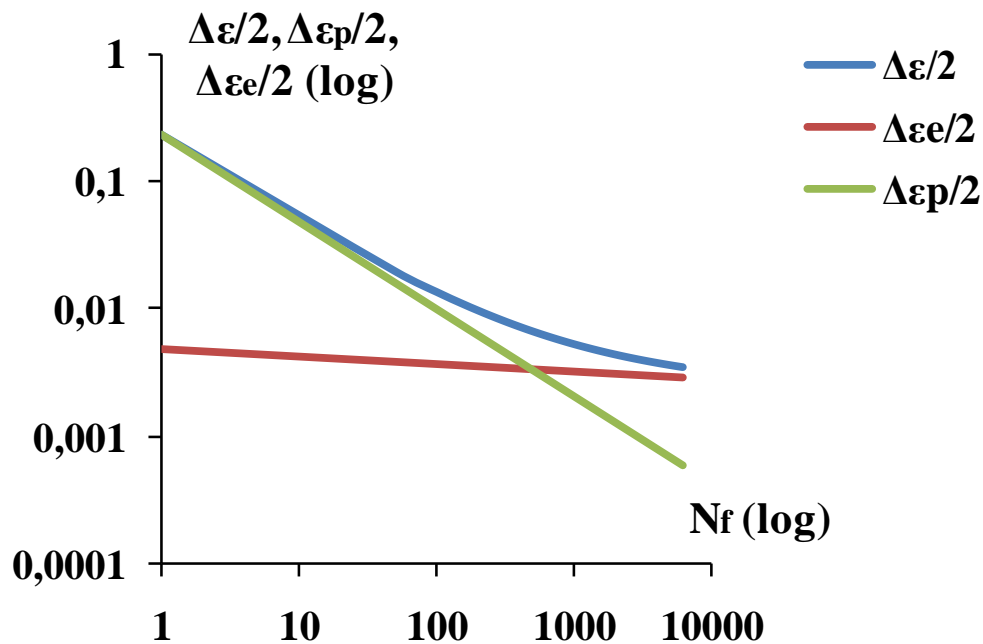
Naziv parametra	Vrednost
EkspONENT zamorne čvrstoće, b	-0,061
Koeficijent zamorne čvrstoće, σ'_f , MPa	994,34
EkspONENT zamorne duktilnost, c	-0,684
Koeficijent zamorne duktilnosti, ε'_f	0,2312

Konstruisanje krive deformacija-vek

Prema formuli za konačnu jednačinu krive deformacija-vek (osnovne krive niskocikličnog zamora) (4.17.) uz korišćenje parametara NCZ iz tabele 6.18., dobijena je jednačina krive deformacija-vek za zavareni spoj čelika NN-70:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = 0,0049 N_f^{-0,061} + 0,2312 N_f^{-0,684} \quad (6.8.)$$

Na sl. 6.38. u log-log koordinatnom sistemu konstruisana je kriva deformacija-vek na osnovu relacije (6.8.), gde se jasno vide udeli plastične i elastične komponente.



Slika 6.38. Kriva deformacija-vek za zavareni spoj NN-70 prikazana zajedno sa plastičnom i elastičnom komponentom

Na kraju ovog dela ispitivanja, na osnovu relacije (4.19.) izračunat je prelazni vek:

$$N_f = \left(\frac{0,2312 \cdot 203486}{994,34} \right)^{\frac{1}{-0,061+0,684}} = 488 \quad (6.9.)$$

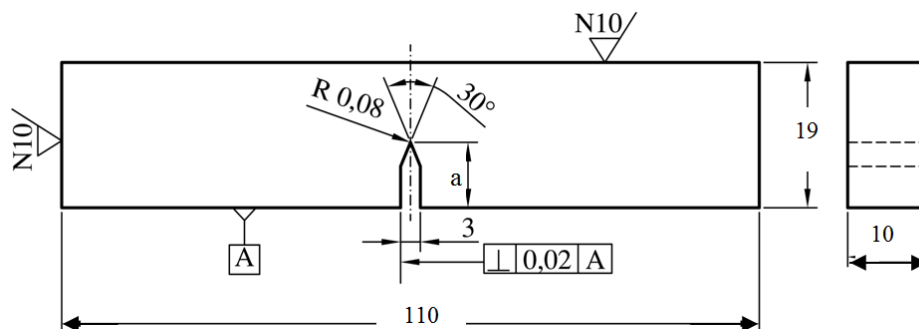
6.8. Eksperimentalno određivanje J_{Ic}

Ispitivanje parametara mehanike, u ovom slučaju J_{Ic} , urađeno je na 9 epruveta zavarenog spoja NN-70 u prisustvu greške tipa prsline, kao najopasnije od svih grešaka u konstrukcijskim materijalima. U zavisnosti od mesta vrha zamorne prsline ispitano je:

- 3 epruvete sa vrhom zamorne prsline u OM,
- 3 epruvete sa vrhom zamorne prsline u MŠ i
- 3 epruvete sa vrhom zamorne prsline u ZUT.

Pod pretpostavkom da je ispitivanje epruveta sa prslinom pokazalo lokalno ponašanje materijala oko vrha prsline, rezultati lokalnog ponašanja su tretirani globalno. Položaj vrha zamorne prsline i svojstva područja kroz koje se lom razvija su glavni pokazatelji uticaja heterogenosti strukture zavarenog spoja NN-70 i mehaničkih

svojstava. Za eksperiment, na sobnoj temperaturi, korišćene su epruvete za savijanje u tri tačke, SE(N)B, sa dužinom prsline, a (sl. 6.39.), čija je geometrija definisana standardom ASTM E399 [132]. Razmak između oslonaca epruvete $2s$ je bio 90 mm.



Slika 6.39. Dimenzije epruvete SE(N)B za ispitivanje mehanike loma [132]

Početak ispitivanja je bio posvećen pripremanju epruveta, odnosno stvaranju zamorne prsline, zbog postizanja uslova ravnog stanja deformacije. Zamorna prsline je izrađena na visokofrekventnom pulzatoru Cractronic (sl. 6.40.), sa odnosom minimalnog i maksimalnog opterećenja od 0,1. Važno je istaći da ovaj uređaj može da ostvari sinusoidalno jednosmerno opterećenje u opsegu od -160 do 160 Nm.



Slika 6.40. Cractronic pulzator za stvaranje zamorne prsline

Amplituda opterećenja i srednje opterećenje su registrovani sa tačnošću od 0,5 Nm dok je ostvarena učestanost bila u dijapazonu od 180 do 220 Hz, zavisno od nivoa

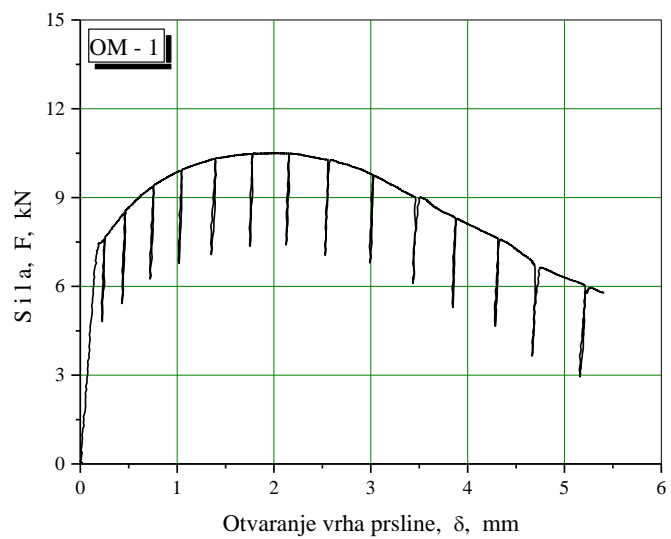
srednjeg opterećenja i veličine amplitude opterećenja. Ispitivanje je urađeno u VTI u Žarkovu, koristeći standard ASTM E1820 [133] za epruvete uzorkovane iz OM i ZUT i standard BS 7448-drugi deo [134] za epruvete uzorkovane iz MŠ. Za ceo proračun korišćen je standard ASTM E1820 [133].

Proces ispitivanja pripremljenih epruveta sa izvedenom zamornom prslinom je izveden na na elektromehaničkoj kidalici Schenck Trebel RM100 (sl. 6.41.). Eksperiment je izveden metodom ispitivanja jedne epruvete sukcesivnim parcijalnim rasterećenjem (tehnikom savijanja jedne epruvete naizmeničnim opterećenjem i rasterećenjem), odnosno metodom popustljivosti jedne epruvete. Brzina deformacije pri opterećenju na savijanje je bila 1 mm/minut, tipično za konvencionalno kvazi-statičko ispitivanje. Epruvete su bile opremljene δ ekstenzometrom, koji je registrovao otvaranje vrha prsline. Opterećenje se uvodilo sa povremenim rasterećivanjima do trenutka velikih plastičnih deformacija ili loma epruvete, odnosno izlaska iz opsega merenja ekstenzometra. Istovremeno su se A/D konvertorom prikupljali podaci o opterećenju, pomeranju i otvaranju vrha prsline. Cilj metode popustljivosti sa rasterećenjem je registrovanje rasta prsline koja nastaje u toku eksperimenta.

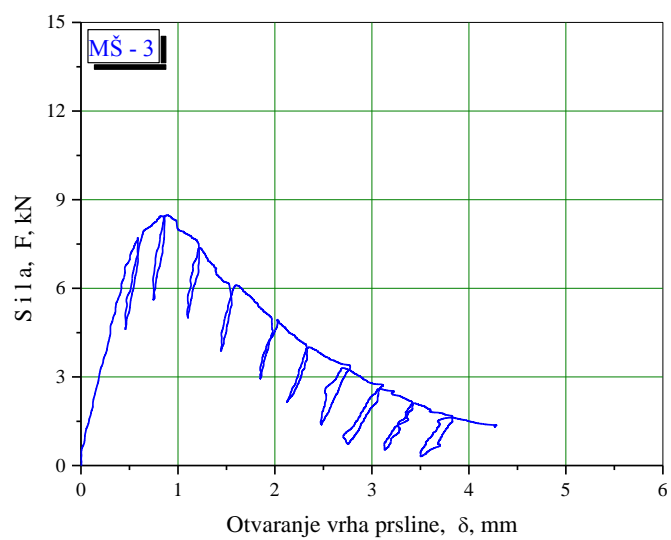


Slika 6.41. Univerzalna kidalica (100kN) i upravljačka jedinica Schenck Trebel

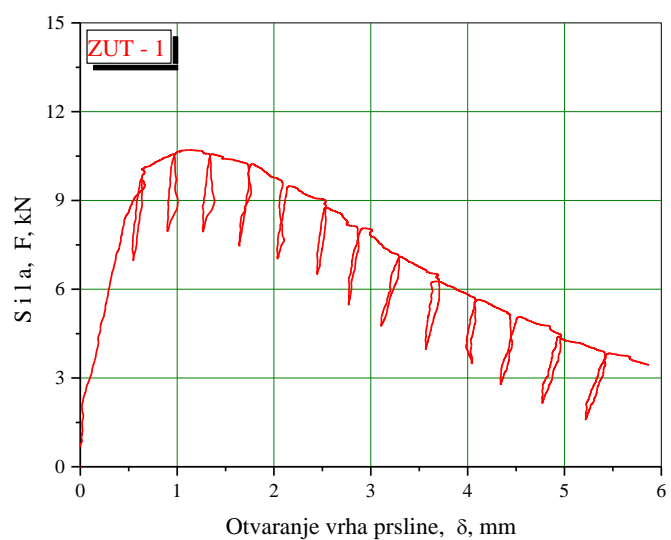
Direktni rezultat ovakvog ispitivanja je analogni zapis (sl. 6.42.), obrađen u digitalnom obliku, odnosno dijagram zavisnosti sila opterećenja/rasterećenja, F , kN, od otvaranja prsline, δ , mm.



(a)



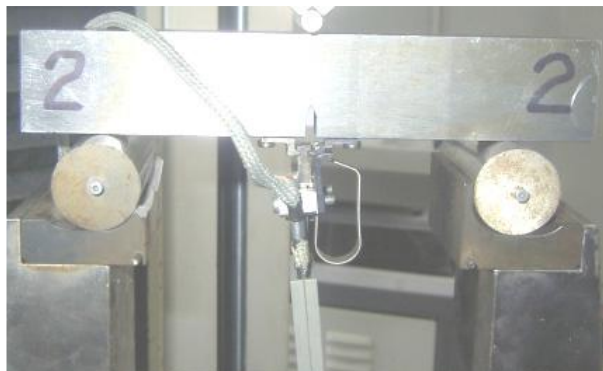
(b)



(c)

Slika 6.42. Dijagrami $F-\delta$ za OM (a), MŠ (b) i ZUT (c)

Sila, F direktno je merena na univerzalnoj kidalici, putem senzora za silu. Otvaranje prsline, δ je registrovano ekstenzometrom, postavljenim na merne noževe, ugrađenim sa obe strane vrha mašinski obrađenog zareza (sl. 6.43.).



Slika 6.43. Detalj položaja ekstenziometra za potrebu merenja δ [135]

Opterećenje/rasterećenje se vršilo do trenutka otvaranja prsline (sl. 6.44.).



Slika 6.44. Opterećenje/rasterećenje epruvete [135]

Zatim je naizmenični ciklus opterećenja/rasterećenja prekinut, ekstenzometar je skinut i epruvete su dalje opterećivane na savijanje do potpunog loma (sl. 6.45.).



Slika 6.45. Krajnji lom epruvete [135]

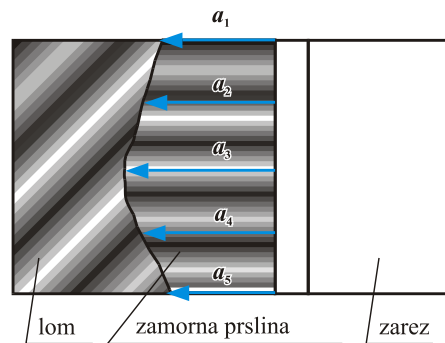
Dubina mašinski izrađenog zareza, a_0 , je iznosila 4,5 mm. Dužina prsline, a , je dobijena pomoću srednje vrednosti zamorne prsline, a_{zsr} :

$$a = a_0 + a_{zsr} \quad (6.10.)$$

Merenje a_{zsr} je sprovedeno na osnovu pet vrednosti za svaku epruvetu:

$$a_{zsr} = \frac{a_{z1} + a_{z2} + a_{z3} + a_{z4} + a_{z5}}{5} \quad (6.11.)$$

Prikaz merenja ukupne dužine prsline je prikazan na sl. 6.46.



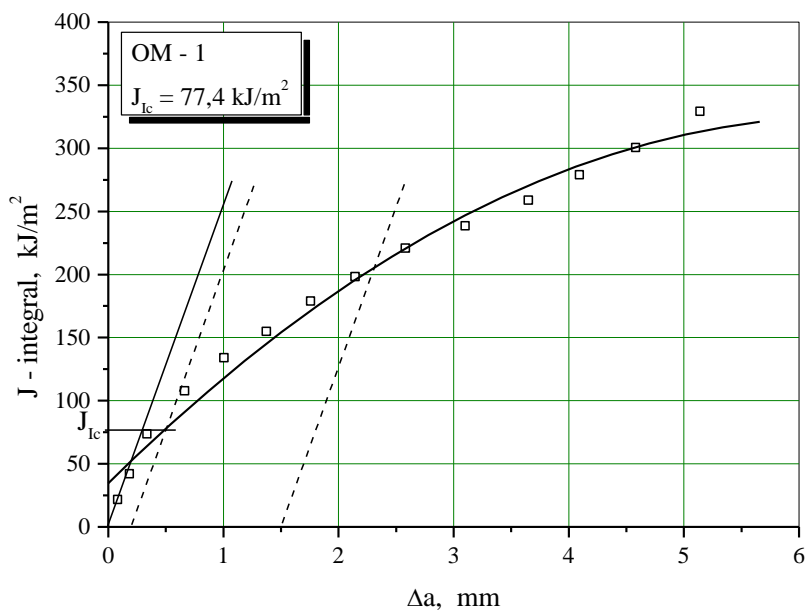
Slika 6.46. Postupak dobijanja ukupne dužine prsline pomoću a_{zsr}

U tabeli 6.19. su date izmerene srednje vrednosti dužine zamorne prsline, a_{zsr} i vrednosti ukupne dužine prsline, a za konstituente zavarenog spoja NN-70.

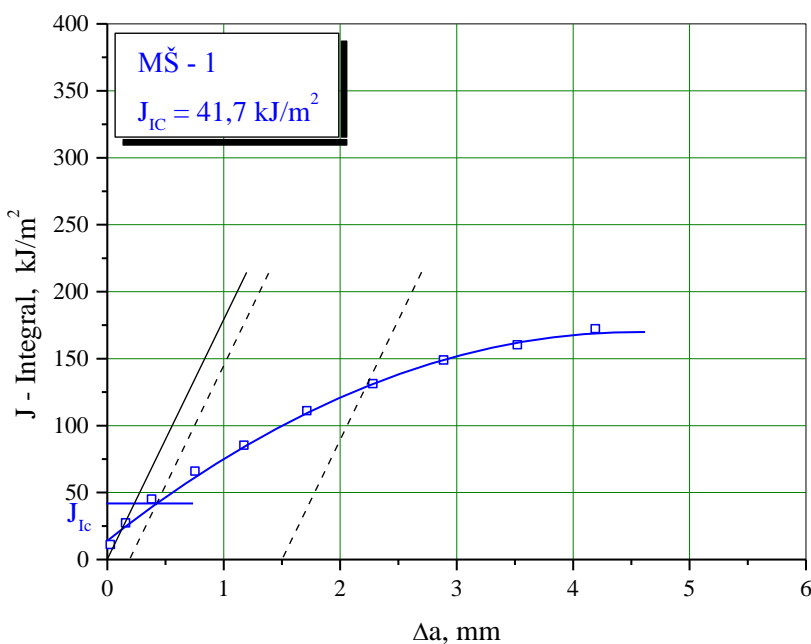
Tabela 6.19. Vrednosti a_{zsr} i a za OM, MŠ i ZUT NN-70 na sobnoj temperaturi

Oznaka epruvete	Dužina zamorne prsline, a_z , mm					Srednja vrednost a_{zsr} , mm	Ukupna vrednost a , mm
	a_{z1}	a_{z2}	a_{z3}	a_{z4}	a_{z5}		
OM-1	5,7	5,8	6,0	5,8	5,7	5,8	10,3
OM-2	5,6	5,7	5,9	5,8	5,6	5,7	10,2
OM-3	5,4	5,6	5,7	5,6	5,4	5,5	10,0
MŠ-1	2,8	4,3	4,4	4,5	4,1	4,0	8,5
MŠ-2	4,3	5,0	5,3	5,1	4,3	4,8	9,3
MŠ-3	5,5	6,3	6,5	6,0	5,0	5,9	10,4
ZUT-1	5,2	5,6	5,7	5,6	4,8	5,4	9,9
ZUT-2	5,2	5,6	5,3	5,2	4,7	5,2	9,7
ZUT-3	5,2	6,0	6,1	6,1	5,8	5,8	10,3

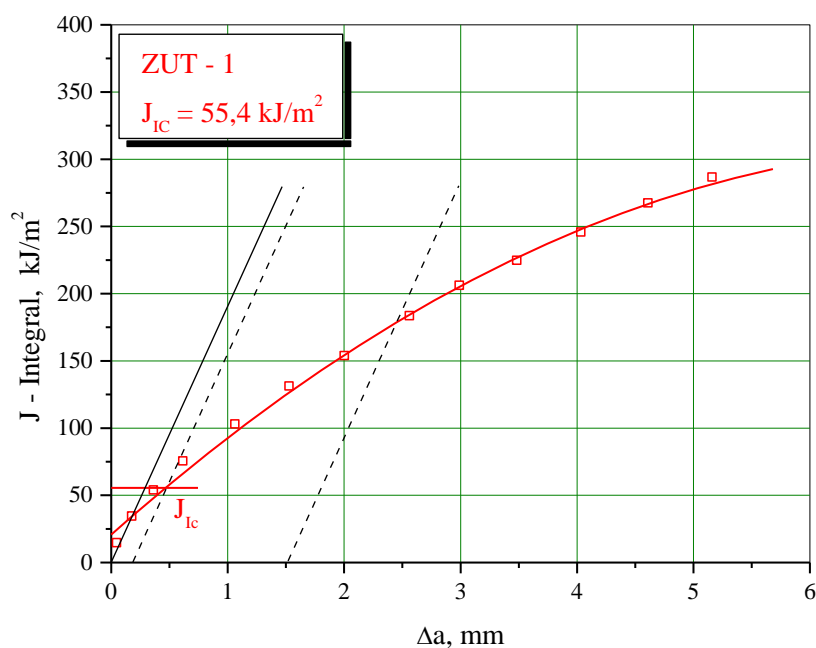
Nakon dobijenih vrednosti ukupnih dužina prslina za OM, MŠ i ZUT, usledila je obrada dijagrama sa sl. 6.42. Ceo tok obrade odnosno proračuna je prezentiran u poglavlju 5.1.2. U tom poglavlju su i definisani uslovi određivanja J_{Ic} . Na kraju su konstruisani dijagrami za dobijanje J_{Ic} uz pomoć J - R krive (zavisnost J integrala za ravnomerne priraštaje prslina Δa). J - R krive za OM, MŠ i ZUT su prikazane na sl. 6.47. Preostali dijagrami F - δ i J - Δa su prikazani u prilogu 3 ovog rada.



(a)



(b)



(c)

Slika 6.47. Dijagrami J - Δa za OM (a), MŠ (b) i ZUT (c)

Iz dijagrama J - Δa opisanim postupkom regresione analize dobijene su vrednosti (tabela 6.20.) kritičnog J -integrala, J_{Ic} i vrednosti kritičnog faktora intenziteta napona, K_{Ic} prema 5.21. Uzeti su modul elastičnosti iz tabele 6.15 i Poasonov koeficijent 0,3.

Tabela 6.20. Vrednosti J_{Ic} i K_{Ic} sa zarezom u OM, MŠ i ZUT

Oznaka epruvete	Kritična vrednost J -integral, J_{Ic} , kJ/m ²	Kritični faktor intenziteta napona, K_{Ic} , MPa m ^{1/2}
OM-1	77,4	131,6
OM-2	82,1	135,5
OM-3	81,4	134,9
MŠ-1	41,7	96,6
MŠ-2	44,9	100,2
MŠ-3	43,8	99,0
ZUT-1	55,4	111,3
ZUT-2	50,6	106,4
ZUT-3	58,5	114,4

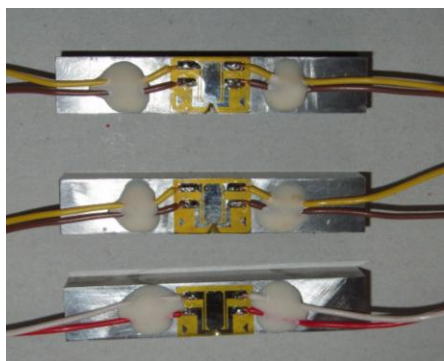
6.9. Ispitivanje brzine rasta zamorne prsline

U cilju određivanja brzine rasta zamorne prsline, da/dN i praga zamora, ΔK_{th} na sobnoj temperaturi, upotrebljene su standardne Šarpi epruvete NN-70 (sl. 6.11.), sa zarezom u OM, MŠ i ZUT, koristeći metodu savijanja epruvete u tri tačke. Korišćen je rezonantni visokofrekventni pulzator Cractronic (sl. 6.48.) u kontroli sile.



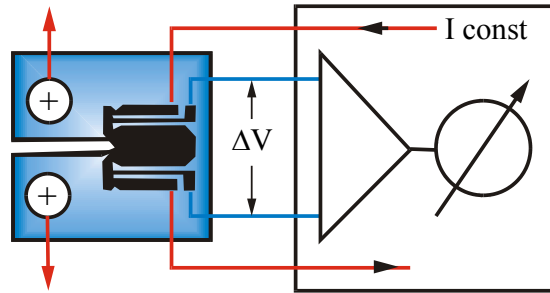
Slika 6.48. Visoko frekventni pulzator Cractronic

Pulzator ima sposobnost ostvarivanja sinusoidalnog jednosmernog promenljivog momentnog opterećenja u opsegu od -70 do 70 Nm i povezan je sa računarem, štampačem i pisačem, čime je omogućena automatizacija merenja, direktnog prikupljanja i obrade dobijenih podataka. Učestalost se kretala od 175 do 195 Hz u zavisnosti da li je prsline prolazila kroz OM, MŠ ili ZUT kao i od veličine opterećenja pri istom odnosu minimalnog i maksimalnog opterećenja $R=-1$. Srednje opterećenje i njegova amplituda je registrovana sa tačnošću ± 3 Ncm. Na mehanički pripremljene epruvete su zalepljene merne folije Rumul RMF A-5 merne dužine 5 mm (sl. 6.49.).



Slika 6.49. Epruveta OM, MŠ i ZUT spremne za ispitivanje rasta zamorne prsline [12]

Merne folije su poslužile za praćenje rasta prsline uređajem Fractomat baziranom na električnom potencijalu folije. Kako zamorna prslina raste ispod merne folije, merna folija puca prateći vrh zamorne prsline i obezbeđuje promenu otpora folije koja varira linearno sa promenom dužine prsline. Šema rada sistema za merenje priraštaja prsline Fractomat-merne folija je prikazana na sl. 6.50.



Slika 6.50. Šema merne folije i načina registrovanja rasta prsline [112]

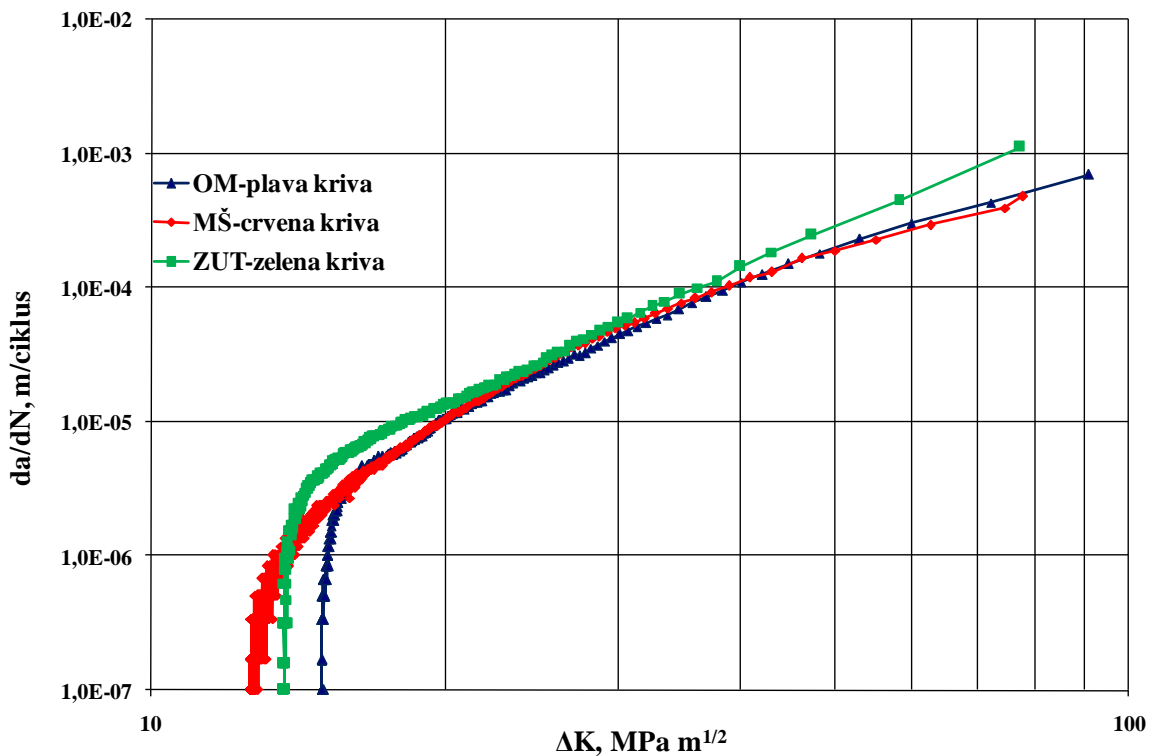
Na osnovu toka ispitivanja izračunavaju se i crtaju dijagrami zavisnosti brzine rasta zamorne prsline po ciklusu, da/dN i opsega faktora intenziteta napona, ΔK koji se svode na određivanje koeficijenta, C i eksponenta, m u relaciji Parisa za sva tri konstituenta zavarenog spoja NN-70. Pre toga, standard ASTM E647 [122] je propisao merenje da/dN koja se razvija iz postojeće prsline i proračun ΔK , tako da je ovo ispitivanje sprovedeno na bazi pomenutog standarda. da/dN za trenutnu dužinu prsline pripisan je ΔK , koji je zavisan od geometrije epruvete, dužine prsline, kao i od opsega promenljive sile, $\Delta F = F_g - F_d$. Za određivanje ΔK upotrebljena je relacija:

$$\Delta K = \frac{\Delta F \cdot L}{B\sqrt{W^3}} \cdot f(a/W) \quad (6.12.)$$

dok se geometrijski član $f(a/W)$ izračunava pomoću izraza:

$$f(a/W) = \frac{3 \cdot \sqrt{\frac{a}{W}} \cdot \left[1,99 - \frac{a}{W} \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left(2,15 - 3,93 \frac{a}{W} + 2,7 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right) \right]}{2 \left(1 + 2 \frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \quad (6.13.)$$

Nakon definisanja ΔK , u zavisnosti od primenjenog promenljivog opterećenja iskazanog kroz promenu ΔK , konstruisane su krive $\log da/dN-\log(\Delta K)$ odnosno karakteristični dijagrami $da/dN-\Delta K$ za epruvete sa vrhom zamorne prsline u OM, MŠ i ZUT i prikazani zajedno na sl. 6.51.



Slika 6.51. Dijagram $da/dN-\Delta K$ za epruvete sa vrhom zamorne prsline u OM, MŠ i ZUT

Na osnovu rezultata sa dijagrama zavisnosti $da/dN-\Delta K$ za epruvete sa vrhom zamorne prsline u OM, MŠ i ZUT dobijene su vrednosti Parisove relacije (5.28.) odnosno vrednosti C , m i ΔK_{th} , koje su prikazane u tabeli 6.21.

Tabela 6.21. Vrednosti rasta zamorne prsline za karakteristične zone zav. spoja NN-70

Oznaka epruvete	Prag zamora ΔK_{th} , MPa m ^{1/2}	Koeficijent C	EkspONENT m
OM	14,93	$3,74 \cdot 10^{-10}$	3,43
MŠ	12,85	$1,53 \cdot 10^{-11}$	4,47
ZUT	13,70	$5,90 \cdot 10^{-10}$	3,35

Poglavlje 7

ANALIZA REZULTATA

U okviru ovog poglavlja, predstavljene su analize rezultata dobijenih u eksperimentalnom delu ove doktorske disertacije, redosledom identičnim kao kod prezentovanja rezultata. Dakle, sumirani su sledeći rezultati:

- tvrdoće kroz zavareni spoj i ispitivanja zateznih svojstava,
- udarnih ispitivanja,
- ispitivanja na NCZ,
- određivanja J_{Ic} i
- određivanja brzine rasta zamorne prsline.

7.1. Analiza tvrdoće kroz zavareni spoj i analiza zateznih svojstava

Iz priloženih rezultata odnosno grafičkog prikaza merenja tvrdoće zavarenog spoja NN-70 po Vickersu, metodom HV10, uočava se primetan skok tvrdoće na liniji OM-ZUT-MŠ. Sa dijagrama (sl. 6.7.) se vidi da je tvrdoća MŠ veća od izmerenih tvrdoća ZUT i OM. Preciznije, izmerena tvrdoća MŠ se kretala od 288 do 294 HV, dok kod ZUT se kretala od 269 do 277 HV i kod OM od 252 do 262 HV.

Čvrstoća popuštanja spoja, zavarenog ručno elektrolučnim postupkom, od 645 MPa (tabela 6.6.), sa MŠ niže čvrstoće, ne prelazi vrednost koja odgovara čistom MŠ (>700 MPa), dato u tabeli 6.3., tako da zavareni spoj ne može da primi veće opterećenje od onoga koje odgovara čvrstoći popuštanja MŠ.

7.2. Analiza rezultata udarnih ispitivanja

Poređenjem žilavosti odnosno poređenjem dijagrama sila-vreme i energija-vreme za OM na 20 °C, -20 °C, -60 °C i -100 °C, datih na sl. 6.13., kao i očitanih vrednosti u tabeli

6.7., primećuje se da je ukupna energija udara kod OM na 20 °C i OM na -20 °C približno ista i veća od vrednosti ukupne energije udara kod ispitivanja OM na -60 °C i -100 °C. U slučaju energije stvaranja prsline OM na pomenutim temperaturama ispitivanja, one su približno iste vrednosti i kreću se u granicama od 37 do 46 J, dok kod energije širenja prsline vrednosti OM na 20 °C i OM na -20 °C su približno iste i veće od vrednosti OM na -60 °C i -100 °C.

Poređenjem dijagrama sila-vreme i energija-vreme za MŠ na 20 °C, -40 °C i -80 °C, datih na sl. 6.14., kao i očitanih vrednosti u tabeli 6.8., primećuje se da je vrednost ukupne energije udara kod MŠ na 20 °C veća od vrednosti ukupne energije udara kod ispitivanja MŠ na -40 °C i -80 °C. U slučaju energije stvaranja prsline i energije širenja prsline kod MŠ na 20 °C, uočena je veća vrednost u odnosu na ispitivanja MŠ na -40 °C i -80 °C.

Poređenjem dijagrama sila-vreme i energija-vreme, datih na sl. 6.15., za slučaj ZUT na 20 °C, -40 °C i -80 °C, kao i očitanih vrednosti u tabeli 6.9., primećuje se da je ukupna energija udara kod ZUT na 20 °C neznatno veća od vrednosti ZUT na -40 °C kao i evidentno veća od ZUT na -80°C. U slučaju energije stvaranja prsline, uočava se najveća vrednost kod ZUT na -40 °C, dok kod energije širenja prsline uočene su najveće vrednosti kod ZUT na 20 °C.

Poređenjem dijagrama sila-vreme i energija-vreme za sva tri konstituenta zavarenog spoja (OM, MŠ i ZUT) čelika NN-70, proizilazi da su vrednosti ukupne energije udara kao i energije za širenje prsline najveće pri ispitivanjima na 20 °C, što znači da snižavanjem temperature opada i žilavost materijala. Takođe se vidi da mesto urezivanja V-2 zareza bitno utiče na heterogenost strukture samog zavarenog spoja, koju prate različita mehanička svojstva karakterističnih zona zavarenog spoja.

Dakle, na osnovu dobijenih rezultata udarnih ispitivanja jasno se uočava da ukupna energija udara zavisi od:

- mesta urezivanja V-2 zareza, odnosno da li je zarez postavljen u OM, MŠ ili ZUT i
- temperature ispitivanja.

Sa dijagrama zavisnosti energije udara od temperature ispitivanja, sl. 6.16., 6.17. i 6.18., uočava se da najveći uticaj na vrednost ukupne energije udara i njenih komponenti ima temperatura ispitivanja, jer je ona usko povezana sa plastičnim svojstvima ispitivanog

niskolegiranog čelika povišene čvrstoće. Iz priloženih dijagrama se vidi da sniženje temperature ispitivanja pogoduje stvaranju krtoog loma u vidu sukcesivnog opadanja ukupne energije udara od 20 do -100 °C kod OM i od 20 do -80 °C kod MŠ i ZUT.

Na osnovu dobijenih vrednosti sa dijagrama na sl. 6.16., prelazna temperatura za OM iznosi -136 °C, za MŠ -73 °C i za ZUT -118 °C. Može se zaključiti da OM ima najveću otpornost ka prelasku u krto stanje odnosno ka prelasku iz žilavog u krto stanje.

Sa dijagrama na sl. 6.17. se vidi da su vrednosti energije za stvaranje prsline na različitim temperaturama najveće kod OM u odnosu na ZUT i MŠ, što se može povezati sa tumačenjem sa vrednostima prelazne temperature. Kod dijagrama na sl. 6.18. se vidi da su vrednosti energije širenja najveće kod ZUT.

Važno je pomenuti da je važnu ulogu imala i izabrana tehnologija zavarivanja koja se ogledala u odabiru dodatnog materijala za zavarivanje u ovom slučaju elektrode EVB 75. Takođe, predgrevanje od 170 °C je značajno poboljšalo žilavost materijala, prevashodno u ZUT kao kritičnoj zoni zavarenog spoja, što je automatski značilo i bolja udarna svojstva.

7.3. Analiza rezultata ispitivanja na niskociklični zamor

U ovom radu je razmatrano ponašanje čelika oznake NN-70 pri delovanju NCZ opterećenja na sobnoj temperaturi, u uslovima zadatih regulisanih deformacija na pet različitih amplitudnih nivoa.

Kao finalni rezultati ispitivanja, dobijene su krive ciklične i monotone naponsko-deformacione krive i kriva deformacija-vek. Ciklična i monotona naponsko-deformaciona kriva su određene sa ciljem ocene cikličnog ponašanja, dok je kriva deformacija-vek određena u cilju dobijanja podataka o udelima elastične, plastične i ukupne amplitude deformacije zavisno od broja ciklusa do iniciranja prsline.

Može se zaključiti sledeće:

- na dijagramu sa sl. 6.28. je uočeno da osetniji padovi napona su prisutniji kod krivih pozitivnih ekstremnih vrednosti napona, σ_{max} jer naglo menjaju oblik to jest obaraju se, nego kod krivih negativnih ekstremnih vrednosti, σ_{min} . Zbog ovakvog izraženijeg pada

napona kod krivih ekstremnih pozitivnih vrednosti napona, ove krive su uzete za određivanje broja ciklusa do iniciranja prslina za svaku epruvetu.

- broj ciklusa do iniciranja prsline ili broj ciklusa do pojave zamorne prsline, N_f kao jedan od najosetljivijih parametara u samom proračunu, je određen prema preporuci ISO 12106 standarda koja se zasniva na 25 % padu krive dobijene dodirom tangente i krive maksimalne vrednosti napona (sl. 6.29.). N_f je određen bazirajući se na prethodna ispitivanja koja su se zasnivala na činjenici da padovi ispod 25 % predstavljaju greške odnosno veća odstupanja u proračunu. Ciklusi stabilizacije, N_s su određeni kao polovine ciklusa N_f prema preporukama standarda ISO 12106 i ASTM E606.

- stabilizovane histereze su pomogle za određivanje svih relevantnih podataka potrebnih za određivanja ciklično naponsko-deformacione krive i krive deformacija-vek, među kojima su elastična i plastična amplituda deformacije, njihova elastična i plastična deformacija kao i maksimalni i minimalni naponi sa amplitudom napona za svaku histerezisnu petlju odnosno za svaki ciklus stabilizacije.

- modul elastičnosti je određen za prve cikluse (statički modul) i za stabilizujuće cikluse (dinamički modul). Poređenjem statičkih i dinamičkih modula elastičnosti ustanovljeno je da je vrednost dinamičkog niža od statičkog modula zbog povećanog broja ciklusa odnosno slabije linearnosti elastičnog dela histerezisne petlje. Generalno, vrednost modula ne utiče na krajnje rezultate ponašanja NN-70 pri NCZ stoga je za proračun izabran dinamički modul elastičnosti.

- u cilju ocene cikličnog ponašanja određene su ciklična i monotono naponsko-deformaciona kriva, pomoću Ramberg-Ozgdova relacije, sa pratećim cikličnim odnosno monotonim karakteristikama. Ciklične karakteristike su dobijene iz linearizovane stepene funkcije amplituda napona-amplituda plastične deformacije za cikluse stabilizacije dok su monotone karakteristike dobijene iz linearizovane stepene funkcije napon-plastična deformacija za prvu četvrtinu prvog ciklusa. Poređenjem ciklične i monotone krive, na sl. 6.35. i 6.36., ispitani čelik NN-70 slabi pri niskocikličnom zamaranju.

- kriva deformacija-vek (sl. 6.38.) odnosno osnovna kriva NCZ, konstruisana je koristeći Manson-Kofinovu relaciju, sa prethodno izračunatim parametrima NCZ uz pomoć

linearizovane elastične i plastične komponente krive deformacija-vek. Na kraju je izračunat prelazni vek koji je iznosio 488 ciklusa do iniciranja prsline.

7.4. Analiza rezultata određivanja J_{Ic}

Na osnovu dobijenih rezultata ispitivanja epruveta izvađenih iz OM, MŠ i ZUT čelika NN-70 zavarenog ručnim elektro-lučnim postupkom, vidi se da najveće vrednosti J_{Ic} ima OM, gde srednja vrednost iznosi $80,3 \text{ kJ/m}^2$, u odnosu na ZUT $54,8 \text{ kJ/m}^2$ i MŠ $43,5 \text{ kJ/m}^2$. Analogno prethodnom, vrednosti žilavosti loma K_{Ic} su najveće kod OM u odnosu na ZUT i MŠ. Dakle, otpornost kod zavarenog spoja čelika NN-70 prema stvaranju prsline je najveća kod OM, što se moglo i očekivati zbog heterogenosti strukture i uslova ispitivanja kada su u pitanju MŠ i ZUT. Dakle, ovaj podatak govori da heterogenost zavarenog spoja ima značajan uticaj na otpornost prema stvaranju prsline, kako u elastičnom tako i u plastičnom području.

Karakter krivih na dijagramima $F-\delta$ na sl. 6.42. se menja u zavisnosti od položaja vrha zareza, odnosno zamorne prsline. Može se uočiti skoro identičan karakter pojedinačnih krivih kod svakog konstituenta zavarenog spoja NN-70, s tim što je razlika u dijagramima za pojedine epruvete isključivo u veličini maksimalne sile, F_{max} što direktno zavisi od dužine zamorne prsline.

7.5. Analiza rezultata određivanja brzine rasta zamorne prsline

U zavisnosti od položaja zareza (OM, MŠ ili ZUT) zavisi i vrednost praga zamora, ΔK_{th} , što se najjasnije vidi na sl. 6.51. Vrednost ΔK_{th} na sobnoj temperaturi za OM iznosi $14,93 \text{ MPa m}^{1/2}$, za MŠ $12,85 \text{ MPa m}^{1/2}$ i ZUT $13,70 \text{ MPa m}^{1/2}$. Može se zaključiti da najveću vrednost ΔK_{th} odnosno najbolju otpornost na širenje već postojeće prsline ima OM.

Poređenje svojstava konstituenata zavarenog spoja čelika NN-70 na primeru ovog ispitivanja se ogleda u poređenju vrednosti brzine rasta zamorne prsline u srednjem

delu dijagrama na sl. 6.51. U ovom području važi Parisova relacija gde najmanju brzinu rasta zamorne prsline odnosno najveću otpornost na širenje prsline ima OM zatim MŠ dok najmanju otpornost (najveću da/dN) ima epruveta sa zarezom u ZUT.

Usporen rast prsline je utvrđen kod uzorka sa zarezom u OM i MŠ, jer je za istu brzinu rasta potreban veći opseg faktora intenziteta napona. Za ZUT je prisutna najveća brzina rasta zamorne prsline u poređenju sa OM i MŠ, što je u direktnoj vezi sa uticajem heterogenosti mikrostrukture područja ZUT na brzinu rasta zamorne prsline. Maksimalna brzina rasta zamorne prsline se očekuje kada se opseg faktora intenziteta napona približi žilavosti loma pri ravnoj deformaciji pri kojoj sledi krti lom materijala.

Takođe, jedan od pokazatelja koji utiče na ponašanje zavarenog spoja NN-70 i njegovih konstituenata je povezan sa promenom nagiba krive u delu Parisove relacije, gde materijali manje da/dN imaju na dijagramu $da/dN-\Delta K$ manji nagib, tako da se u ovom slučaju vidi da OM ima najmanji nagib dok ZUT ima najveći.

Dakle, iz dobijenih rezultata vidimo da najlošiju otpornost na širenje prsline odnosno najveću brzinu rasta zamorne prsline, da/dN ima uzorak sa prslinom u ZUT.

Poglavlje 8

ZAKLJUČAK

Na osnovu razmatranja literaturnih podataka i teorijskih postavki koje su vezane za elasto-plastično ponašanje zavarenog spoja u uslovima niskocikličnog zamora, u ovom radu bazirajući se na analize rezultata i diskusiju eksperimentalnih ispitivanja se mogu izvesti sledeći zaključci:

- ispitivanje otpornosti zavarenog spoja čelika NN-70 pri NCZ na sobnoj temperaturi je dobra osnova za ispitivanja na različitim temperaturama i upotrebom jednog te istog materijala u različitim uslovima eksploatacije,
- u cilju daljeg istraživanja pri promenljivom opterećenju potrebno je što preciznije odrediti ciklus stabilizacije, kao pokazatelja naponsko-deformacionog odziva, u cilju dobijanja stabilizovane histereze, cikličnih karakteristika i parametara NCZ,
- algoritam određivanja cikličnih karakteristika i parametara NCZ može poslužiti za dalje proračune koristeći druge materijale pri delovanju NCZ, što može olakšati kao model za procenu radnog veka i ukupan proces projektovanja na promenljivo opterećenje,
- dobijene ciklično naponsko-deformaciona kriva i kriva deformacija-vek se mogu za dalje iskoristiti u proceni radnog veka na bazi neke od hipoteza o akumulaciji oštećenja a pre svega u primeni hipoteza o linearnoj akumulaciji oštećenja ili u primeni Palmgren-Minerove hipoteze.
- sprovedena naponsko-deformaciona analiza predstavlja prilog jednom širem pojmu shvatanja naponsko-deformacione analize koji obuhvata analizu prostornog naponsko-deformacionog stanja kao i elasto-plastičnu naponsko-deformacionu analizu,
- dobijeni rezultati su poslužili kao pomoć pri sprečavanju ili naknadnoj identifikaciji i uklanjanju problema sa zamornim oštećenjima niskolegiranih čelika povišene čvrstoće pri različitim uslovima eksploatacije.

- rezultati u okviru ovog ispitivanja su nam dali važne podatke o razumevanju samog promenljivog opterećenja materijala NN-70 čija je primena danas široko rasprostranjena za opremu izloženu NCZ u različitim industrijskim granama privrede.
- ovakav proračun na NCZ bi mogao poslužiti za osnivanje projekata koji bi u sebi sadržali veoma složene aktivnosti izgradnje pouzdanog mašinskog dela za procenu rada veka,
- otklanjanje poteškoća i problema sa zamarajućim oštećenjima se mogu pozvati na proračun i rezultate ovog eksperimenta kao pomoć pri sprečavanju identifikacije nastajanja zamora,
- parametri elasto-plastične mehanike loma su se pokazali pogodnim veličinama za proučavanje ponašanja zavarenog spoja pri promenljivom opterećenju, među njima i J -integral, koji je pružio mogućnost analize prslina u elastičnom i u plastičnom polju napona.
- stoga je sasvim opravdano uvođenje primene J -integrala u ispitivanju zamornih prslina na sobnoj temperaturi u ovakvoj heterogenoj strukturi, kakav je zavareni spoj niskolegiranog čelika povišene čvrstoće NN-70,
- potvrda da je zavareni spoj geometrijski nesavršeni oblik je uočena i kod određivanja brzine rasta zamorne prslina konstituenata zavarenog spoja NN-70 kao i kod udarnih ispitivanja na različitim temperaturama i
- ispitivanje zamornih prslina je doprinelo lakšem razumevanju dejstva promenljivog opterećenja, jer je gotovo neizbežno izraditi zavareni spoj bez prisustva prslina.

Kao opšti zaključak istraživanja u okviru ove disertacije može da se navede da dobijeni rezultati predstavljaju praktičan doprinos o oceni ponašanja niskolegiranog čelika povišene čvrstoće NN-70 u uslovima promenljivog opterećenja, u ovom slučaju u uslovima niskocikličnog zamora.

Dalja istraživanja trebalo bi usmeriti na opsežnim ispitivanjima i proučavanjima zamornih prslina, kao glavnog parametra karakterizacije postojanja zamora, u uslovima promenljivog opterećenja radi što kvalitetnijeg određivanja zamornog veka i procene otpornosti materijala ka stvaranju prslina.

Literatura

- [1] Grabulov V. Prilog definisanju uticaja hemijskog sastava i debljine lima na pojavu prskotina u zavarenim spojevima čelika Nionikral-70, magistarski rad, Tehnološko-Metalurški fakultet Univerziteta u Beogradu, 1986.
- [2] High-strength low-alloy steels.// Alloying: Understanding the basics / Ohio, USA: ASM International, Materials Park, 2001. Str. 193-202.
- [3] Yue By.X, Lippold J.C, Alexandrov B.T, Babu S.S. Continuous cooling transformation behavior in the CGHAZ of naval steels. Supplement to the Welding Journal 2012; 88: 67-75.
- [4] Lippold J.C, Yue By.X. Evaluation of heat-affected zone hydrogen-induced cracking in navy steels. Welding Journal 2013; 92: 20-28.
- [5] Radović A. Prilog Metode za Određivanje Zavarljivosti Niskolegiranih Čelika Visoke Čvrstoće. Vojnotehnički institut, Beograd, 1966.
- [6] Grabin V.F, Denisenko A.V. Metalovedenie Svarki Nizko i Srednelegirovannih Stalej. Naukova dumka, Kiev, 1978.
- [7] Kastelec-Macura S. Istraživanje uticaja parametara zavarivanja na strukturu i karakteristike metala šava legure AlMg4.5Mn, doktorska disertacija, Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2011.
- [8] Prsline u zavarenim spojevima.// Mašinski materijali-drugi deo/ Aleksandar Sedmak, Vera Šijački-Žeravčić, Anđelka Milosavljević, Vitomir Đorđević, Miomir Vukićević. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2000. Str. 31-37.
- [9] Ispitivanje udarom.// Mašinski materijali-prvi deo/ Vitomir Đorđević. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2000. Str. 99-101.
- [10] Burzić Z. Primena savremenih tehnologija u oblasti ispitivanja metala razaranjem. Metalurgija-Journal of Metallurgy 2005; 11: 126-140.
- [11] Popović O, Sedmak A, Trišović N. Material toughness assessment using different parameters obtained by Charpy pendulum. Structural Integrity and Life 2002; 2: 29-38.
- [12] Burzić M. Uticaj eksploatacionih uslova na integritet i preostali vek posuda pod pritiskom, doktorska disertacija, Tehnički fakultet Univerziteta u Novom Sadu, 2008.

- [13] Čamagić I, Vasić N, Ćirković B, Cvetković S, Vasić Z. Variable and impact load testing of HSLA steel welds. *Structural Integrity and Life* 2010; 10: 231-234.
- [14] Dobrojević M, Sedmak A, Argob E, Popović O. The analysis of geometry and welded joint heterogeneity effect on Charpy specimen behaviour. *Structural Integrity and Life* 2003; 3: 73-83.
- [15] Grabulov V, Blačić I, Radović A, Sedmak S. Toughness and ductility of high strength steels welded joints. *Structural Integrity and Life* 2008; 8: 181-190.
- [16] Ahmed M.A. Primena parametara mehanike loma za ocenu ponašanja zavarenog spoja pri zamornom opterećenju, doktorska disertacija, Tehnološko-metalurški fakultet Univerziteta u Beogradu, 1987.
- [17] Fatigue tests and stress-life approach.// *Metal Fatigue in Engineering/ Ralph Stephens, Ali Fatemi, Robert Stephens, Henry Fuchs*. New York: John Willey&Sons Inc, 2001. Str. 59-65.
- [18] Fatigue damage theories.// *Fatigue testing and analysis (Theory and practice)/ Yung-Li Lee, Jwo Pan, Richard Hathaway, Mark Barkey*. USA: Elsevier, 2005. Str. 57-76.
- [19] Fatigue cracking.// *Elementary engineering fracture mechanics/ David Broek*. The Hague: Martinus Nijhoff Publishers, 1984. Str. 48-65.
- [20] Fatigue mechanisms and microscopic features.// *Metal Fatigue in Engineering/ Ralph Stephens, Ali Fatemi, Robert Stephens, Henry Fuchs*. New York: John Willey&Sons Inc, 2001. Str. 43-55.
- [21] Christensen R.H. Fatigue Cracking, Fatigue Damage and Their Detection. *Metal Fatigue*. Mc Graw-Hill Book Co, New York, 1959.
- [22] Legat J. Prilog proučavanju razvoja prsline pri zamornom opterećenju zavarenih spojeva konstrukcijskih čelika, doktorska disertacija, Tehnološko-metalurški fakultet Univerziteta u Beogradu, 1988.
- [23] Terzić P. Ispitivanje Metala. Tehnološko-metalurški fakultet Univerziteta u Beogradu, Beograd, 1987.
- [24] Sedmak S, Petrovski B, Dragić M. Ocena preostale čvrstoće zavarenih spojeva sa prslinom primenom konturnog integrala. VII stručno savetovanje o TE, Ohrid, Makedonija, 1985.
- [25] Gerić K. Pojava i rast prslina u zavarenim spojevima čelika povišene čvrstoće, doktorska disertacija, Tehnološko-metalurški fakultet Univerziteta u Beogradu, 1997.

- [26] Lukić B, Đurić S, Đuričić M. Welded constructions-reliability, safety and failures. *Zavarivanje i Zavarene Konstrukcije* 2008; 2: 69-75.
- [27] Milović LJ. Analiza integriteta zavarenih komponenata procesne opreme za povišene radne temperature, doktorska disertacija, Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2008.
- [28] Schwalbe K.H, Zerbst U, Brocks W, Cornec A, Heerens J, Amstutz H. The ETM method for assessing the significance of crack-like defects in engineering structures. *Fatigue&Fracture of Engineering Materials&Structures* 1998; 21: 1215-1231.
- [29] Schwalbe K.H, Kim Y.J, Hao S, Cornec A, Kocak M. EFAM ETM-MM 96-The ETM method for assessing the significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity (strength mis-match). 1997; Report GKSS 97/E/99
- [30] Zavareni spojevi.// *Primena mehanike loma na integritet konstrukcija/ Aleksandar Sedmak*. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2003. Str. 113-131.
- [31] *Penstock structural integrity and evaluation.// Pressure equipment integrity assessment by elastic-plastic mechanics methods/ Aleksandar Sedmak, Stojan Sedmak, Ljubica Milović*. Beograd: Society for Structural Integrity and Life (DIVK), 2011. Str. 165-190.
- [32] Sedmak S, Sedmak A. Integrity of penstock of hydroelectric powerplant. *Structural Integrity and Life* 2005; 5: 59-70.
- [33] Sedmak S. Crack problems in welded structures. In: Sedmak S, Radaković Z, Lozanović J, editors. *The challenge of materials and weldments, Ninth International Fracture Mechanics Summer School, Zlatni Pjasci, Bulgaria, 2008*. Str. 3-33.
- [34] *ESIS procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials, ESIS P2-92, TC, 1992*.
- [35] Posavljak S. Istraživanje zamornog veka rotacionih diskova avionskih motora, doktorska disertacija, Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2008.
- [36] Basan R, Franulović M, Lengauer M, Križan B. Rolling-sliding-contact fatigue damage of the gear tooth flanks. *Engineering Review* 2010; 30: 37-46.
- [37] Pook L. *Metal Fatigue, What it is, why it matters*. Springer, Netherlands, 2007.
- [38] Schijve J. *Fatigue of Structures and Materials, 2nd Edition with Cd-Rom*. Springer, Netherlands, 2009.
- [39] Mrozinski S, Golanski G. Low cycle fatigue of GX12CrMoVNbN9-1 cast steel at elevated temperature. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* 2011; 49: 7-16.

- [40] Glodež S, Knez M, Kramberger J. Fatigue behaviour of high strength steel S1100Q. *Advanced Engineering* 2007; 2: 143-152.
- [41] Tartaglia J. Comparasion of monotonic and cyclic properties of ductile irons in the afs/doe strain-life fatigue database for cast iron. *International Journal of Metalcasting* 2012; 6: 7-22.
- [42] Knez M, Kramberger J, Glodež S. Determination of the Low-Cycle Fatigue Parameters of S1100Q High Strength Steel. *Journal of Mechanical Engineering* 2007; 53: 253-264.
- [43] Mateiu H.S, Farbas N, Fleser T, Pascu R. Researches concerning damage assessment of heat resistant steels used for power plant components. *Structural Integrity and Life* 2003; 3: 51-64.
- [44] Posavljak S. Naponosko-deformaciona analiza i zamor materijala rotacionih diskova turbomlaznih motora, magistarski rad, Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 1999.
- [45] Nishimura A, Nogami S, Wakai E. Cyclic stress-strain curve for low cycle fatigue design and development of small specimen technology. 24rd IAEA fusion energy conference, San Diego, USA, 2012, 1-8.
- [46] Boronski D. The effect of the method of determination of Young's modulus on the estimation of fatigue life of structural elements. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics* 2004; 42: 269-283.
- [47] Martin J.F. *Cyclic Stress-Strain Behaviour and Fatigue Resistance of Two Structural Steels*. College of Engineering, University of Illinois, Illinois, 1973.
- [48] Singh N, Gouthama, Singh V. Low cycle fatigue behaviour of Ti alloy IMI 834 at room temperature. *Materials Science and Engineering* 2002; 3: 324-332.
- [49] Atzori B, Meneghetti G, Ricotta M, Masaggia S. A compatible method to summarise the low and high cycle fatigue test results of ductile irons and structural steels. *Fracture and Structural Integrity* 2012; 20: 153-166.
- [50] Roessle M.L, Fatemi A. Strain-contolled fatigue properties of steels and some simple approximations. *International Journal of Fatigue* 2000; 22: 495-511.
- [51] Uvod i pregled.// Malociklusni zamor/ Miodrag Janković. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2001. Str. 7-15.
- [52] Itoh T, Fukumoto K, Hagi H, Itoh A, Saitoh D. Low cycle fatigue damage of Mod.9Cr-1Mo steel under non-proportional multiaxial Loading. *Procedia engineering* (Elsevier) 2013; 55: 457-462.

- [53] Yu H, Li Y, Huang X, Wu X, Shi D, Yang X. Low cycle fatigue behavior and life evaluation of a P/m nickel base superalloy under different dwell conditions. *Procedia engineering* (Elsevier) 2010; 2: 2103-2110.
- [54] Borrego L.P, Abreu L.M, Costa J.M, Ferreira J.M. Analysis of low cycle fatigue in AlMgSi aluminium alloys. *Anales de Mecanica de la Fractura* 2003; 20: 179-184.
- [55] Ebi G, McEvily A.J. Effect of processing on the high temperature low cycle fatigue properties of modified 9Cr-1Mo ferritic steel. *Fatigue of Engineering Materials* 1984; 7: 299-314.
- [56] Chen H, Grondin G.Y, Driver R. *Fatigue Resistance of High Performance Steel*. Department of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta, Edmonton, Canada, 2005.
- [57] Greger M, Kander L, Kocich R. Structure and low-cycle fatigue of steel AISI 316 after ECAP. *Archives of Materials Science and Engineering* 2008; 31: 41-44.
- [58] Razvoj hipoteza o kriterijumu zamora metala.// Malociklusni zamor/ Miodrag Janković. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2001. Str. 49-84.
- [59] *Cyclic deformation and the strain-life approach.*// *Metal Fatigue in Engineering*/ Ralph Stephens, Ali Fatemi, Robert Stephens, Henry Fuchs. New York: John Wiley&Sons Inc, 2001. Str. 93-121.
- [60] Hales R, Holdsworth S.R, O'Donnell M.P, Perrin I.J, Skelton R.P. A Code of practice for the determination of cyclic stress-strain data. *Materials at High Temperature* 2002; 19: 165-185.
- [61] De Jesus A, Ribeiro A, Fernandes A. Low and high cycle fatigue and cyclic elasto-plastic behavior of the P355NL1 steel. *Journal of Pressure Vessel Technology-Transactions of the ASME* 2006; 128: 298-304.
- [62] Balda M. Identification of low cycle fatigue parameters. *Applied and Computational Mechanics* 2009; 3: 259-266.
- [63] Roy S.C, Goyal S, Sandhya R, Ray S.K. Analysis of hysteresis loops of 316L(N) stainless steel under low cycle fatigue loading conditions. *Procedia Engineering by Elsevier* 2013; 55: 165-170.
- [64] Petrenec M, Tesarova H, Beran P, Šmid M, Roupčova P. Comparison of low cycle fatigue of ductile cast irons with different matrix alloyed with nickel. *Procedia Engineering by Elsevier* 2010; 2: 2307-2316.

- [65] Ramberg W, Osgood W.R. Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters. Technical Report No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, 1943.
- [66] Beretta S, Bernasconi A, Carboni M. Fatigue assessment of root failures in HSLA steel welded joints: A comparison among local approaches. *International Journal of Fatigue* 2009; 31: 102-110.
- [67] Higashida Y, Burk J.D, Lawrence J.R. Strain-controlled fatigue behavior of ASTM A36 and A514 grade F steels and 5083-0 aluminium weld materials. *Welding Research Supplement* 1978; 191: 334-344.
- [68] Radu N, Liviu M, Sebastian M, Pasca N. Fatigue behaviour of stainless steel used for turbine runners. *Advanced Engineering Forum* 2013; 8-9: 413-420.
- [69] Tripathi M.K, Srinivas N.C, Singh V. Effect of cold rolling on low cycle fatigue behavior of a near alpha titanium alloy. *International Journal of Research in Engineering and Technology* 2013; 2: 345-348.
- [70] Mrozinski S, Golanski G. Elevated temperature low cycle fatigue properties of martensitic cast steel. *International Journal of Engineering&Technology* 2013; 13: 86-91.
- [71] Mander J.B, Panthaki F.D, Kasalanati A. Low-cycle fatigue behavior of reinforcing steel. *Journal of Materials in Civil Engineering* 1994; 6: 453-468.
- [72] Karakteristični uticaji na malociklusni zamor.// Malociklusni zamor/ Miodrag Janković. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2001. Str. 85-112.
- [73] Crews J.H, Hardrath H.F. A study of cyclic plastic stresses at a notch root. *Experimental Mechanics* 1966; 23: 313-320.
- [74] Juvinall R.C. *Engineering Considerations of Stress, Strain and Strength*. McGraw-Hill Book Company, New York, St. Luis, San Francisco, Toronto, London Sydney, 1967.
- [75] Wundt B.M. *Effect of Notches on Low-Cycle Fatigue*. ASTM-Special Technical Publication, USA, 1972.
- [76] Collins J.A. *Failure of Materials in Mechanical Design, Analysis, Prediction, Prevention*. John Willey & Sons, New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore, 1981.
- [77] Bannantine J.A, Comer J, Handrock J. *Fundamentals of Metals Fatigue Analysis*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1990.
- [78] Neuber H. Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law. *Journal of Applied Mechanics* 1961; 28: 544-550.

- [79] Posavljak S. Damages computation of aircraft engine disks. *Structural Integrity and Life* 2009; 9: 113-124.
- [80] Maksimovic S, Posavljak S, Maksimovic K, Nikolic V, Djurkovic V. Total fatigue life estimation of notched structural components using low-cycle fatigue properties. *Strain* 2011; 47: 341-349.
- [81] Fatemi A, Yang L. Cumulative fatigue damage and life prediction theories: A survey of the state of the art for homogeneous materials. *International Journal of Fatigue* 1998; 20: 9-34.
- [82] Kaechele L. Review and Analysis of Cumulative-Fatigue Damage Theories. The Rand Corporation Santa Monica, California, 1963.
- [83] Palmgren A. Die lebensdauer von kugellagern. *Verfahrenstechnik* 1924; 68: 339-341.
- [84] Miner M.A. Cumulative damage in fatigue. *Journal of Applied Mechanics* 1945; 67: 159-164.
- [85] Mehanika loma zavarenih spojeva.// Mašinski materijali-drugi deo/ Aleksandar Sedmak, Vera Šijački-Žeravčić, Anđelka Milosavljević, Vitomir Đorđević, Miomir Vukićević. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2000. Str. 179-188.
- [86] Elasto-plastična mehanika loma.// Primena mehanike loma na integritet konstrukcija/ Aleksandar Sedmak. Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2003. Str. 11-19.
- [87] Overview of Fracture Mechanics and Failure Prevention-Chapter 1.// Fracture Mechanics of metals, composites, welds and bolted Joints/ Bahram Farahmand. Boston, Dordrecht, London: Kluwer Academic Publisher, 2001. Str. 1-52.
- [88] Burzić Z, Sedmak S, Manjgo M. Experimental evaluation of weldment fracture mechanics parameters. *Structural Integrity and Life* 2001; 2: 97-105.
- [89] Mogućnosti korišćenja kriterijuma mehanike loma u oceni sigurnosti zavarenih spojeva.// Letnja škola mehanike loma-Mehanika loma zavarenih spojeva/ Aleksandar Radović. Aranđelovac, 1984. Str. 15-43.
- [90] Sedmak A, Burzić Z. Izveštaj o kvalifikaciji tehnologije reparaturnog zavarivanja reaktora DC-301. Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, Beograd, 1999.
- [91] Agatonović P. Fracture mechanics in the plastic range. In: Sedmak S. editor. Fundamentals of fracture mechanics and structural integrity assesment methods, Tenth International Fracture Mechanics Summer School, Zlatibor, Serbia, 2009. Str. 19-44.

- [92] Fundamentals of elastic-plastic fracture mechanics.// Pressure equipment integrity assessment by elastic-plastic mechanics methods/ Aleksandar Sedmak, Stojan Sedmak, Ljubica Milović. Beograd: Society for Structural Integrity and life (DIVK), 2011. Str. 21-25.
- [93] Elastic-Plastic Fracture Mechanics.// Fracture Mechanics-Fundamentals and Applications (Third edition)/ Ted Anderson. Boca Roton: Taylor&Francis, 2005. Str. 103-173.
- [94] Rice J.R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notched and cracks. Journal of Applied Mechanics 1968; 35: 379-386.
- [95] Jarić A, Sedmak A. Physical and Mathematical Aspects of Fracture Mechanics. In: Sedmak S, and Radaković Z, editors. From Fracture Mechanics to Structural Integrity Assessment, Eighth International Fracture Mechanics Summer School, Belgrade, Serbia, 2003. Str. 3-31.
- [96] Čulafić V. Primena elasto-plastične mehanike loma na niskociklični zamor, doktorska disertacija, Tehnološko-metalurški fakultet Univerziteta u Beogradu, 1987.
- [97] Anderson T.L. Elastic-Plastic Fracture Mechanics-A Critical Review. Ship Structure Committee, Washington, 1990.
- [98] Damjanović S, Sedmak A, Anyiam H, Trišović N, Milović Lj. C^* integral evaluation by using EPRI procedure. Structural Integrity and Life 2002; 1-2: 51-54.
- [99] Elastic-Plastic Fracture Mechanics and Applications-Chapter 4.// Fracture Mechanics of Metals, Composites, Welds and Bolted Joints/ Bahram Farahmand. Boston, Dodrecht, London: Kluwer Academic Publisher, 2001. Str. 180-237.
- [100] Sedmak S, Burzić Z. Fracture Mechanics Standard Testing. In: Sedmak S, and Radaković Z, editors. From Fracture Mechanics to Structural Integrity Assessment, Eighth International Fracture Mechanics Summer School, Belgrade, Serbia, 2003. Str. 95-122.
- [101] Fracture Resistance Testing Using Cracked Specimens.// Pressure equipment integrity assessment by elastic-plastic mechanics methods/ Aleksandar Sedmak, Stojan Sedmak, Ljubica Milović. Beograd: Society for Structural Integrity and Life (DIVK), 2011. Str. 25-47.
- [102] Čamagić I, Vasić N, Vasić Z, Burzić Z, Sedmak A. Compability of fracture mechanics parameters and fatigue crack growth pParameters in welded joints behaviour evaluation. Technical Gazette 2013; 20: 205-211.
- [103] Manjgo M, Behmed M, Islamović F, Burzić Z. Behaviour of cracks in microalloyed steel welded joints. Structural Integrity and Life 2010; 3: 235-238.

- [104] Leakage from dissimilar weld of storage tank for liquefied carbon dioxide.// Pressure equipment integrity assessment by elastic-plastic mechanics methods/ Aleksandar Sedmak, Stojan Sedmak, Ljubica Milović. Beograd: Society for Structural Integrity and Life (DIVK), 2011. Str. 211-236.
- [105] Maropoulos S, Ridley N, Kechagias J, Karagiannis S. Fracture toughness evaluation of a H.S.L.A steel. *Engineering Fracture Mechanics* 2004; 71: 1695-1704.
- [106] Sedmak S, Sedmak A, Kirić M. Integrity and life assessment of components endangered by corrosion. *Structural Integrity and Life* 2007; 7: 149-158.
- [107] Primena principa COD na projektovanje sudova pod pritiskom i cevovoda.// I Međunarodna letnja škola mehanike loma / Ratvani M.M. S. Palanka, 1980. Str. 87.
- [108] King R.B. Elastic-plastic analysis of surface flaws using a simplified line-spring model. *Engineering Fracture Mechanics* 1983; 18: 217-231.
- [109] Burzić M, Kutin M, Puharić M, Adamović Ž. Uticaj eksploatacionih uslova na ponašanje zavarenog spoja legiranog čelika Č.4700. *Tehnička Dijagnostika* 2007; 2: 19-25.
- [110] Burzić M. Analysis of crack parameters of welded joint of heat resistant steel. *Structural Integrity and Life* 2008; 8: 41-54.
- [111] Lu B, Zheng X, Li D. Fatigue crack initiation and propagation in butt joints weld of an ultrahigh-strength steel. *Welding Research Supplement* 1993; 1: 79-85.
- [112] Čamagić I, Burzić Z, Cvetković S. Primena mehanike loma u određivanju parametara rasta zamorne prsline za karakteristične oblasti zavarenog spoja. *Zavarivanje i Zavarene Konstrukcije* 2008; 3: 97-103.
- [113] Burzić Z, Grabulov V, Sedmak S, Sedmak A. Fatigue properties of a high-strength-steel welded joint. *Materials and Technology* 2008; 41: 163-166.
- [114] Paris P.C, Erdogan F. A Critical analysis of crack propagation. *Journal of Basic Engineering* 1963; 85: 528-534.
- [115] Burzić M, Manjgo M, Kozak D, Prokić-Cvetković R, Popović O. The effects of dynamic load on behaviour of welded joint A-387 Gr. 11 alloyed steel. *Metalurgija* 2013; 51: 27-31.
- [116] Radaj D, Sonsino C.M, Fricke W. *Fatigue Assessment of Welded Joint by Local Approaches-Second Edition*. Woodhead Publishing in materials, Cambridge, 2006.

- [117] Kim S, Kang D, Kim T.W, Lee J, Lee C. Fatigue crack growth behavior of the simulated HAZ of 800 MPa grade high-performance steel. *Materials Science and Engineering* 2011; 528: 2331-2338.
- [118] Popović O, Prokić-Cvetković R, Sedmak A, Grabulov V, Burzić Z, Rakin M. Characterisation of high-carbon steel surface welded layer. *Journal of Mechanical Engineering* 2010; 56: 295-300.
- [119] Gliha V, Burzić Z, Vuherer T. Some factors affecting fatigue resistance of welds. *Structural Integrity and Life* 2010; 10: 239-244.
- [120] Zhong Y, Shan Y, Xiao F, Yang K. Effects of toughness on low cycle fatigue behavior of pipeline steels. *Materials Letters* 2005; 59: 1780-1784.
- [121] Milović Lj, Vuherer T, Radaković Z, Petrovski B, Janković M, Zrilić M, Daničić D. Determination of fatigue crack growth parameters in welded joint of HSLA steel. *Structural Integrity and Life* 2011; 11: 183-187.
- [122] ASTM E647-08, "Standard test method for measurement of creep crack growth rates", West Conshohocken: ASTM 2008, Pennsylvania, USA.
- [123] SRPS EN ISO 9692-1:2012, "Zavarivanje i srodni postupci - Preporuke za pripremu spoja-Deo 1: Ručno elektrolučno zavarivanje topivom elektrodom, elektrolučno zavarivanje u zaštitnom gasu sa topivom elektrodnom žicom, gasno zavarivanje, TIG zavarivanje i zavarivanje čelika snopom", Beograd: ISS 2012, Srbija.
- [124] SRPS EN ISO 1435:2007, "Ispitivanje zavarenih spojeva metodama bez razaranja - Radiografsko ispitivanje zavarenih spojeva", Beograd: ISS 2007, Srbija.
- [125] SRPS EN ISO 1043-1:2007, "Ispitivanja razaranjem zavarenih spojeva na metalnim materijalima - Ispitivanje tvrdoće - Deo 1: Ispitivanje tvrdoće elektrolučno zavarenih spojeva", Beograd: ISS 2007, Srbija.
- [126] SRPS EN ISO 6892-1:2012, "Metalni materijali - Ispitivanje zatezanjem - Deo 1: Metoda (ispitivanja na sobnoj temperaturi)", Beograd: ISS 2012, Srbija.
- [127] SRPS EN ISO 875:2008, Ispitivanje sa razaranjem zavarenih spojeva metalnih materijala - Ispitivanja udarom - Postavljanje epruveta, orijentacija zarezata i ispitivanje", Beograd: ISS 2008, Srbija.
- [128] SRPS EN ISO 10045-1:1993, "Mehanička ispitivanja metala - ispitivanje udarom po Šarpiju - Deo 1: Metoda ispitivanja", Beograd: ISS 1993, Srbija.
- [129] ISO 12106, "Metallic materials-fatigue testing-axial-strain-controlled method", Geneva: ISO 2003, Switzerland.

[130] ASTM E606-04, "Standard practice for strain-controlled fatigue testing", West Conshohocken: ASTM 2004, Pennsylvania, USA.

[131] The Determination of Uncertainties in Low Cycle Fatigue Testing.// Manual of Codes of Practice for the Determination of Uncertainties in Mechanical Tests on Metallic Materials-Code of Practice No.02/ F.A. Kandil. Teddington: National Physical Laboratory, 2000. Str. 1-26.

[132] ASTM E399-06, "Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness K_{Ic} of metallic materials", West Conshohocken: ASTM 2006, Pennsylvania, USA.

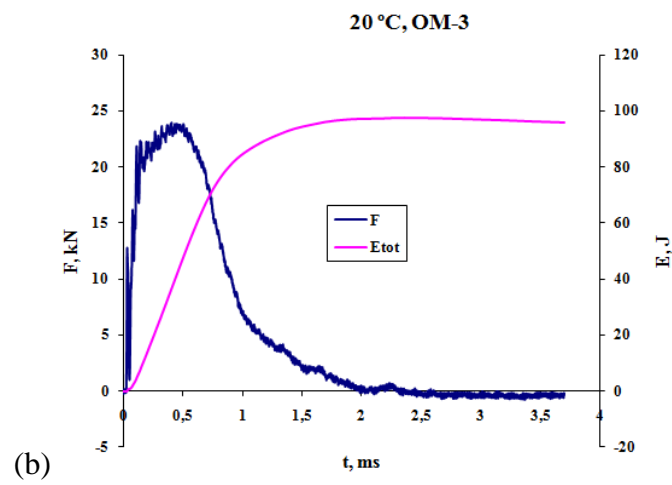
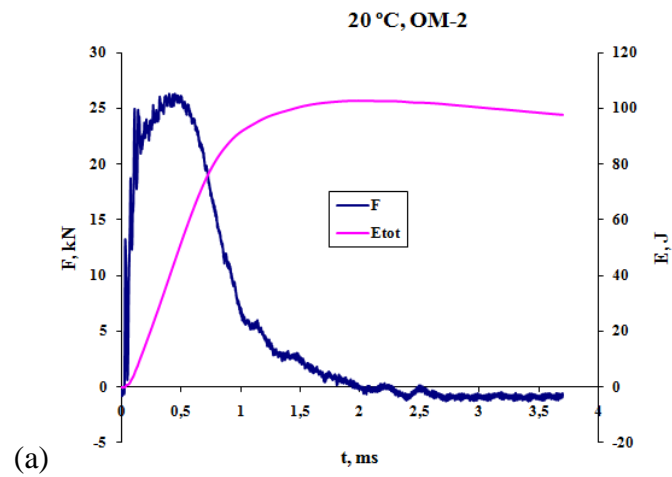
[133] ASTM E1820-08, "Standard test method for measurement of fracture toughness", West Conshohocken: ASTM 2008, Pennsylvania, USA.

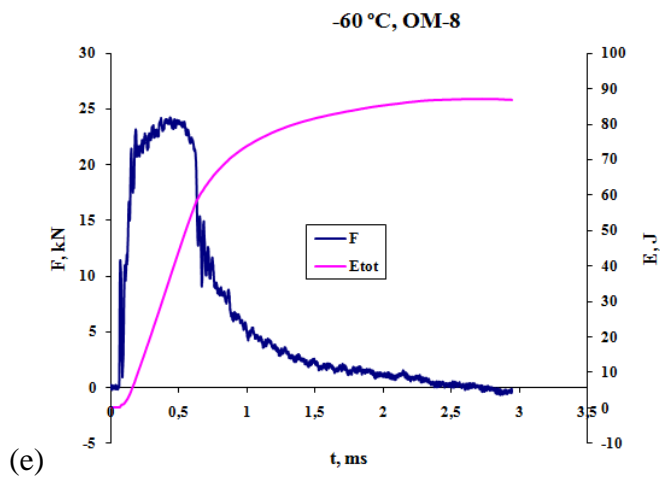
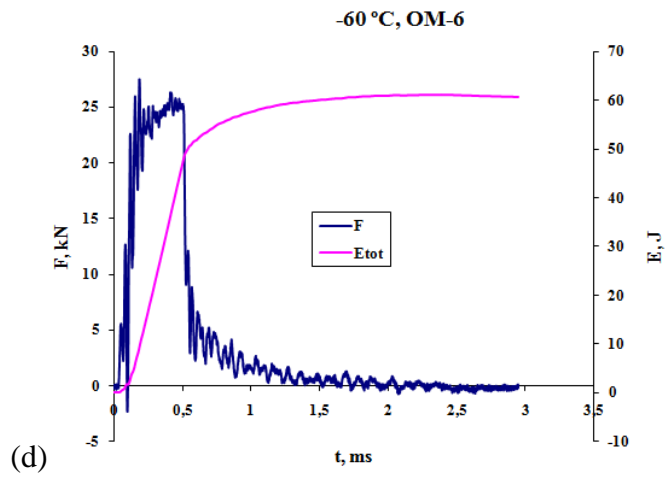
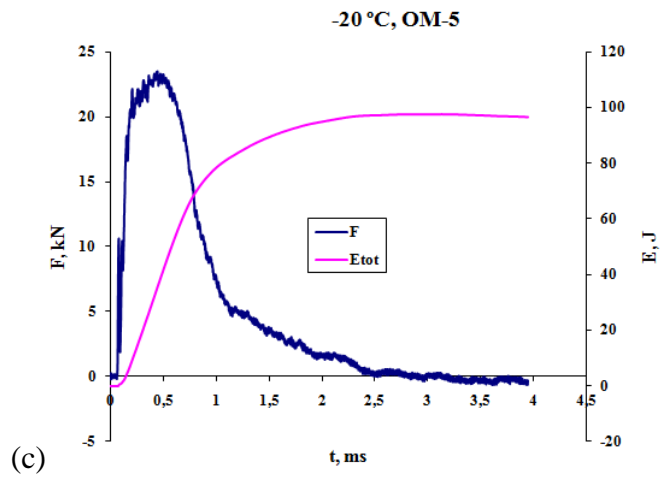
[134] BS-7448 Part 2, "Fracture mechanics toughness tests (Part 2-Method for determination of K_{Ic} , CTOD and critical J values of welds in metallic materials" ", London: BSI 1997, United Kingdom.

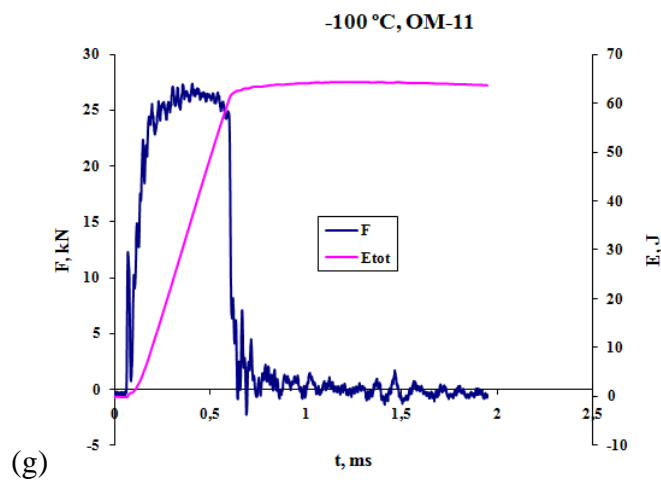
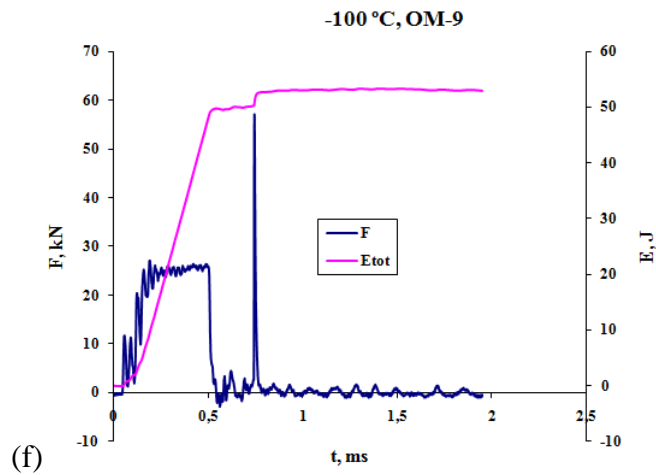
[135] Hajro I. Istraživanje parametara plastičnog cijepanja zavarenih spojeva nastalim elektrolučnim zavarivanjem u zaštitnom gasu primjenom mehanike loma, doktorska disertacija, Mašinski fakultet Univerziteta u Sarajevu, 2010.

Prilozi

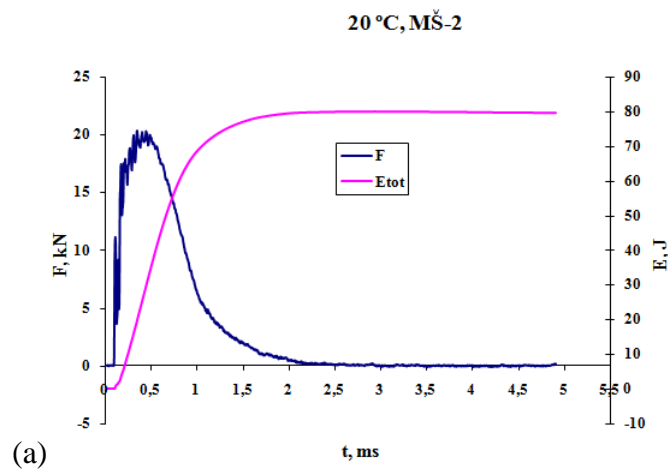
PRILOG 1-DIJAGRAMI SILA-VREME I ENERGIJA-VREME



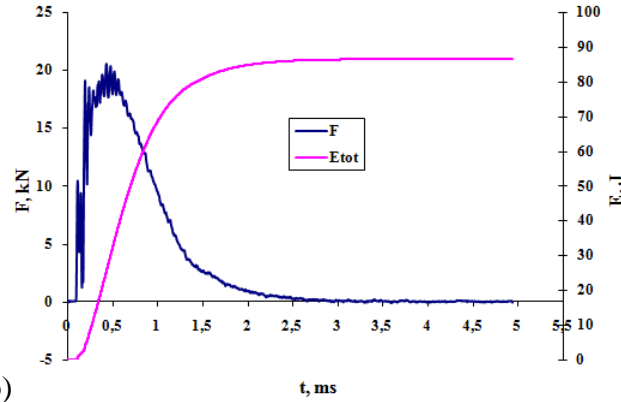




Slika 1. Dijagrami udarnih ispitivanja OM na 20 °C (a,b), -20 °C (c), -60 °C (d,e) i -100 °C (f,g)

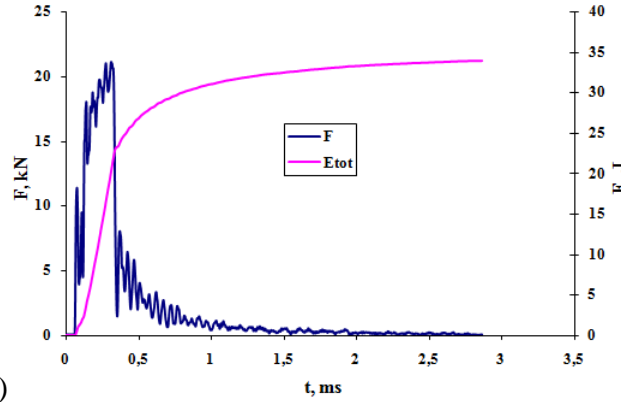


20 °C, MŠ-3



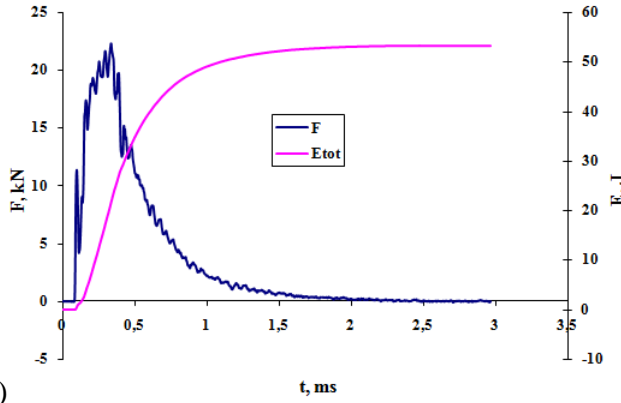
(b)

-40 °C, MŠ-5

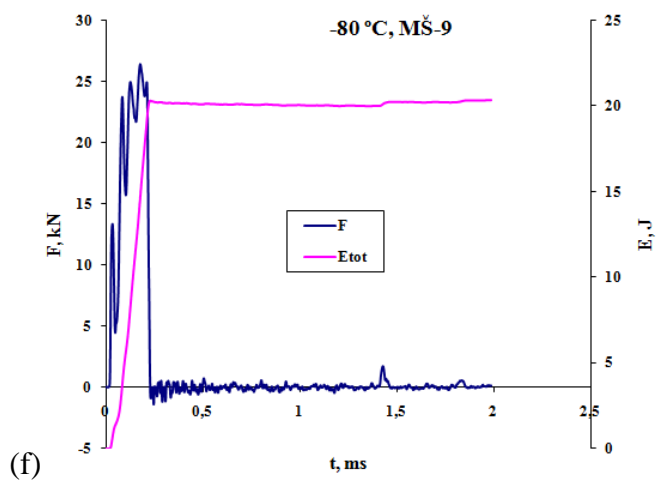
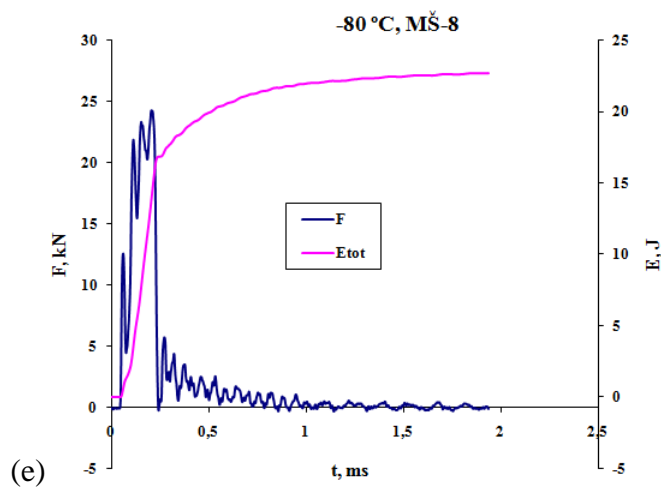


(c)

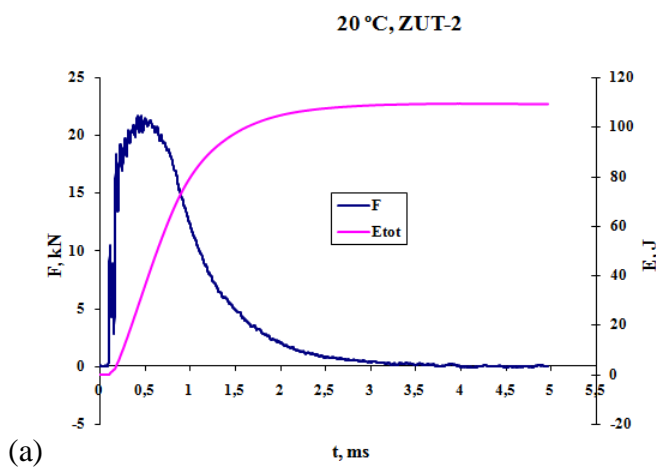
-40 °C, MŠ-6



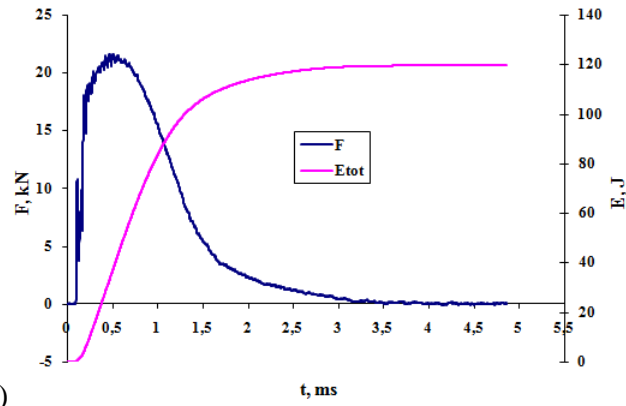
(d)



Slika 2. Dijagrami udarnih ispitivanja MŠ na 20 °C (a,b), -40 °C (c,d) i -80 °C (e,f)

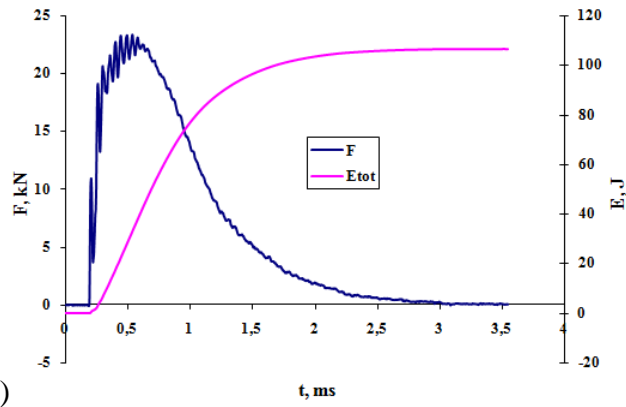


20 °C, ZUT-3



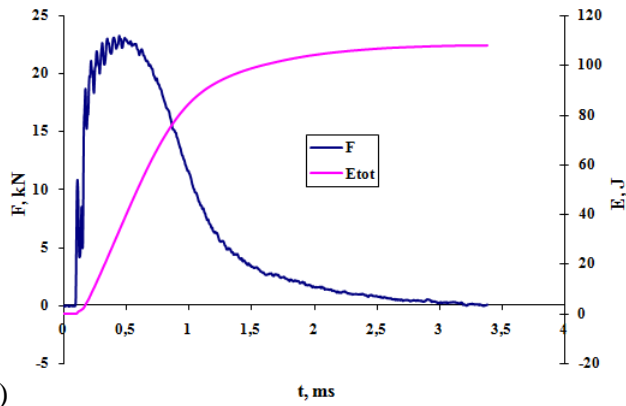
(b)

-40 °C, ZUT-5

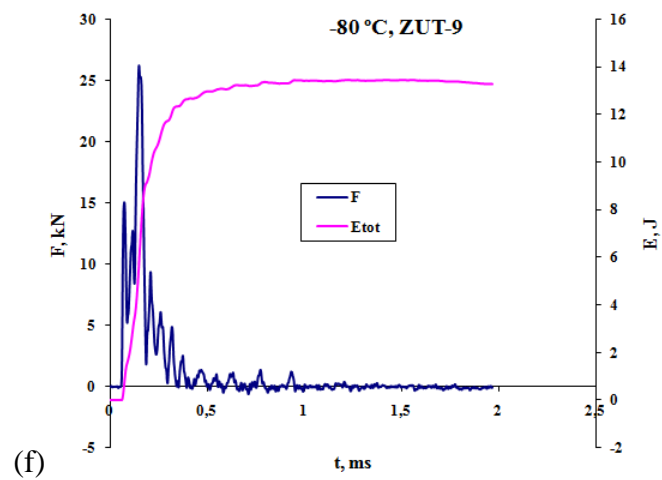
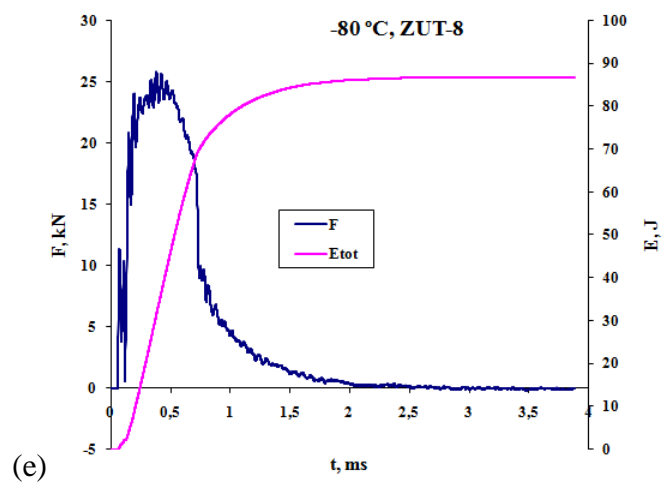


(c)

-40 °C, ZUT-6

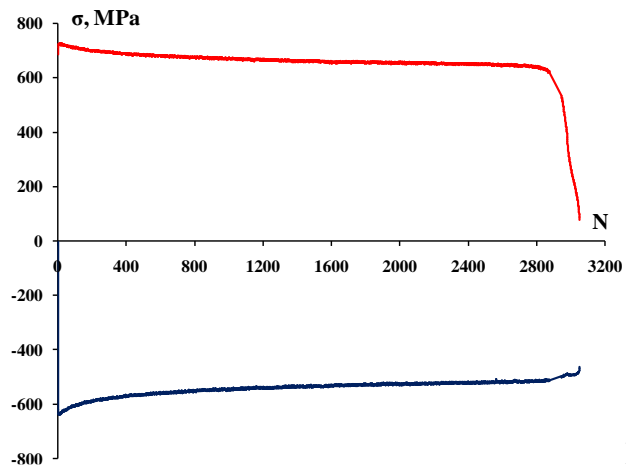


(d)

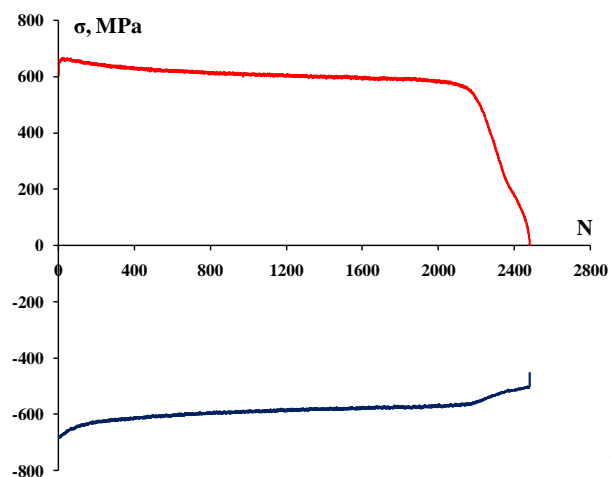


Slika 3. Dijagrami udarnih ispitivanja ZUT na temperaturama 20 °C (a,b), -40 °C (c,d) i -80 °C (e,f)

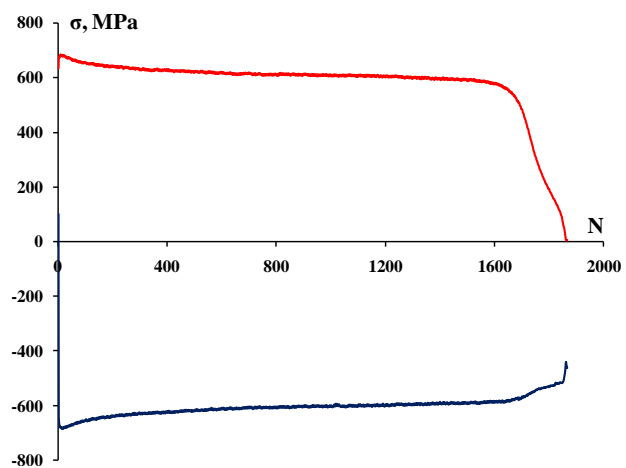
PRILOG 2-KRIVE EKSTREMNIH VREDNOSTI NAPONA I STABILIZOVANE HISTEREZE



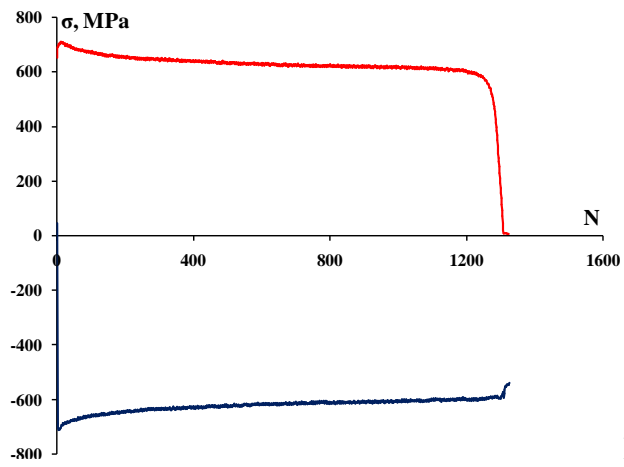
Epruveta br. 1



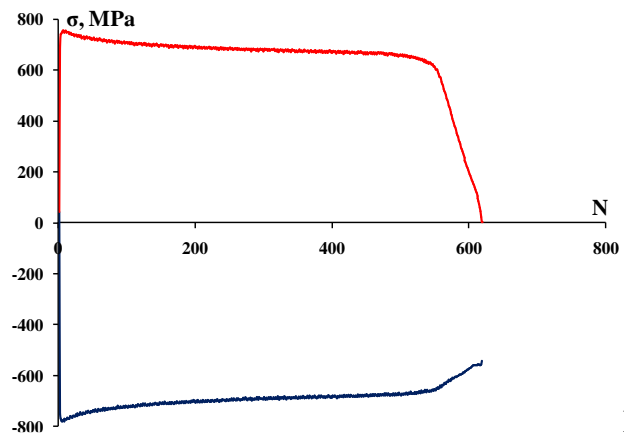
Epruveta br. 2



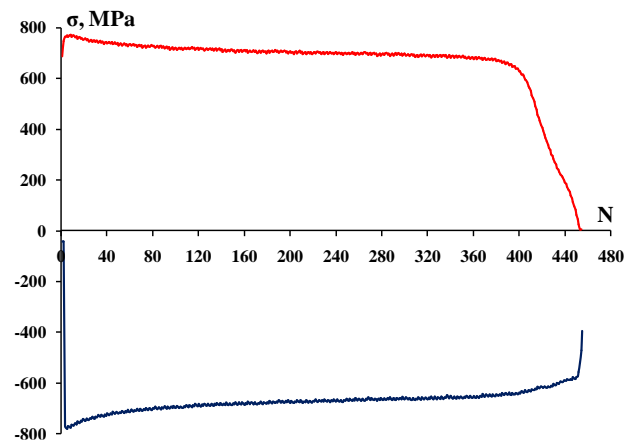
Epruveta br. 3



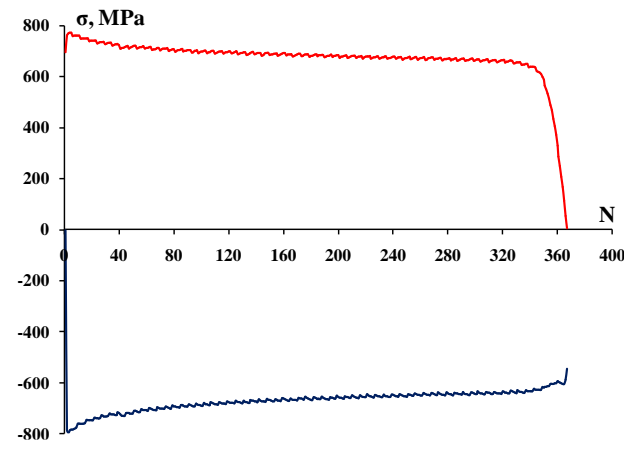
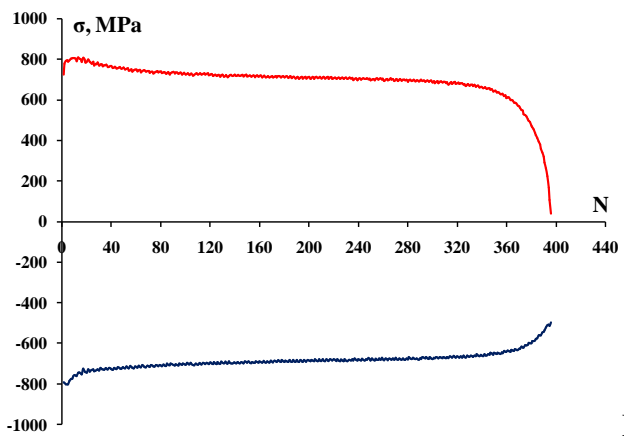
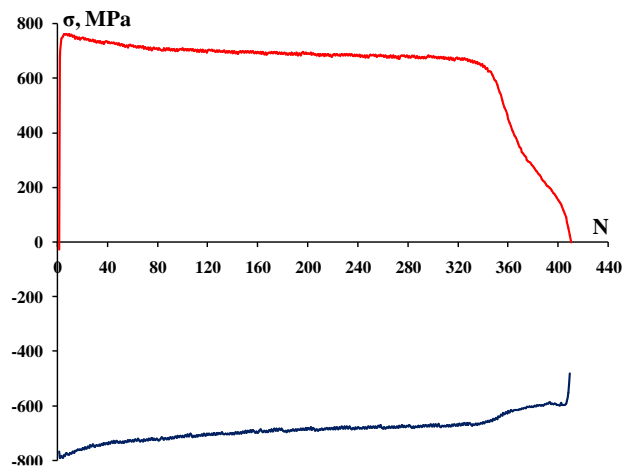
Epruveta br. 4



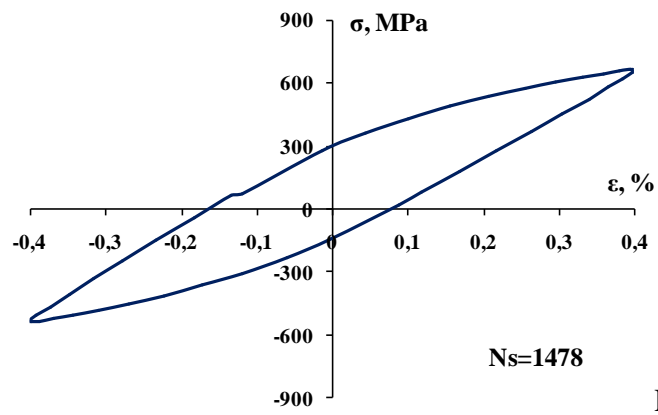
Epruveta br. 6



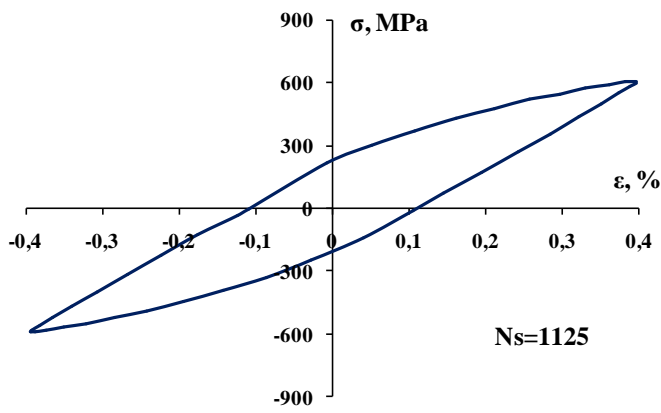
Epruveta br. 7



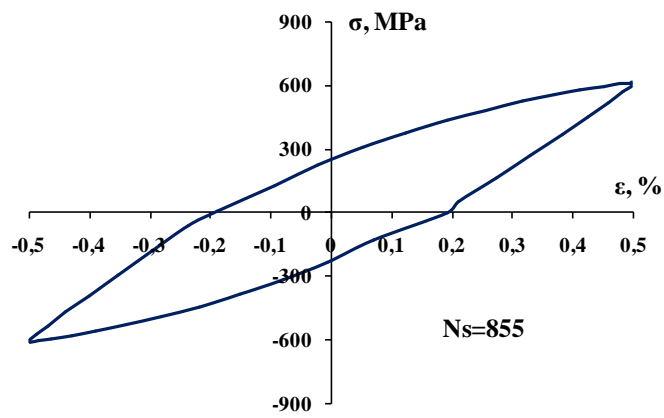
Slika 4. Dijagrami krivih ekstremnih vrednosti napona zavarenog spoja NN-70



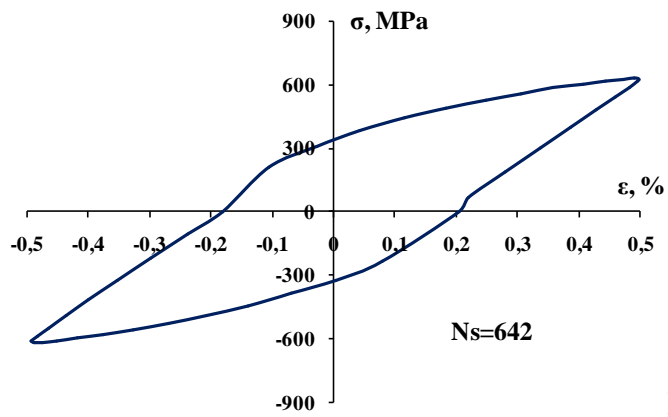
Epruveta br. 1



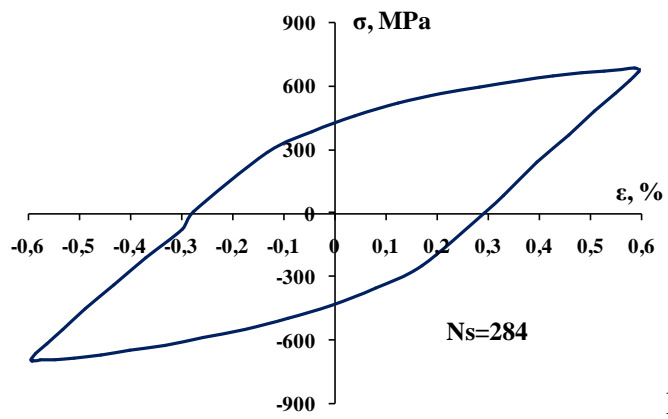
Epruveta br. 2



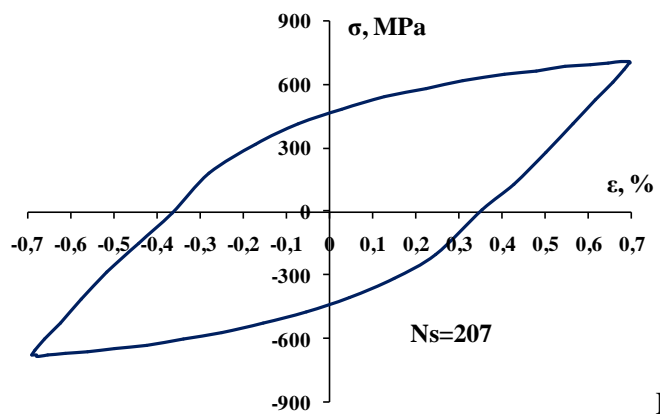
Epruveta br. 3



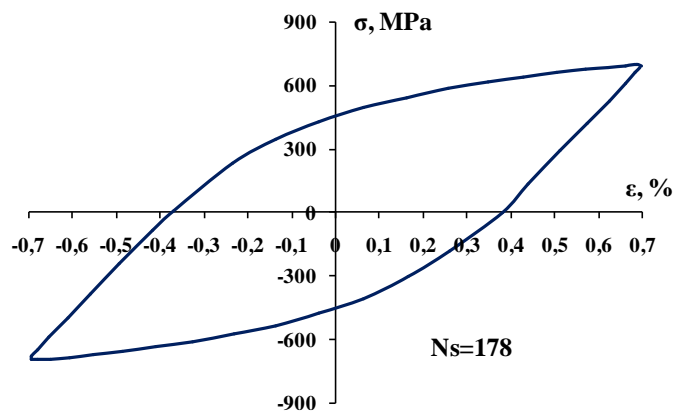
Epruveta br. 4



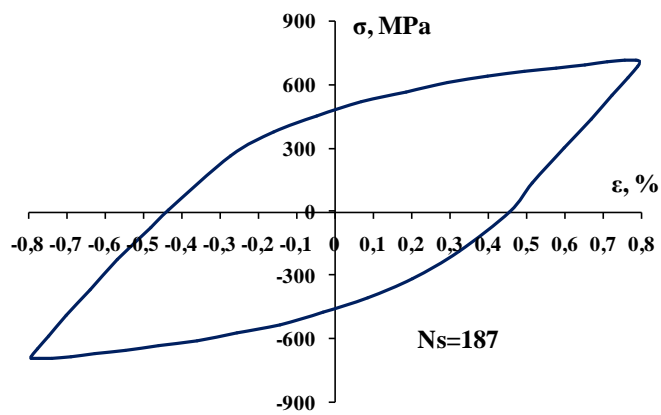
Epruveta br. 6



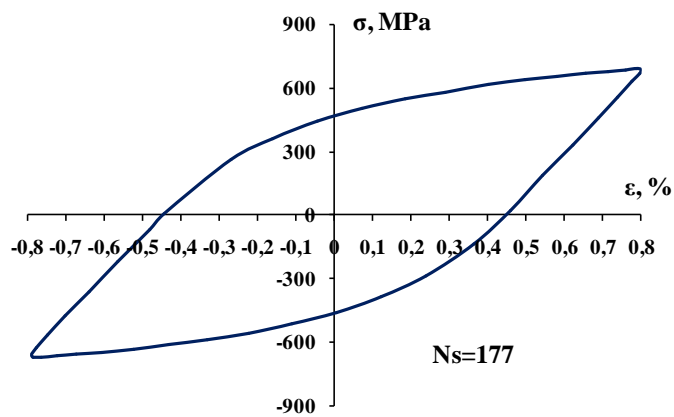
Epruveta br. 7



Epruveta br. 8



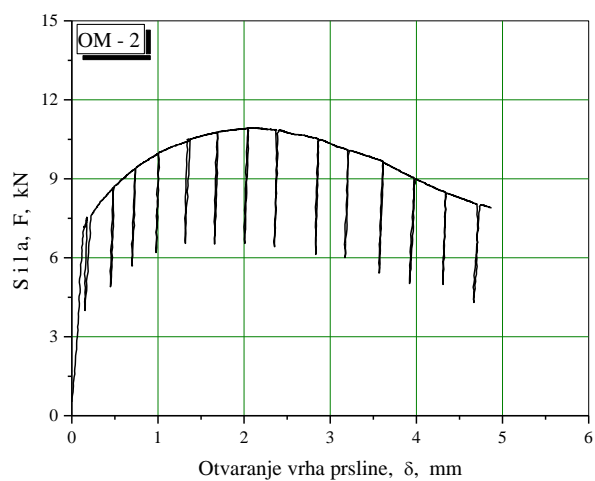
Epruveta br. 9



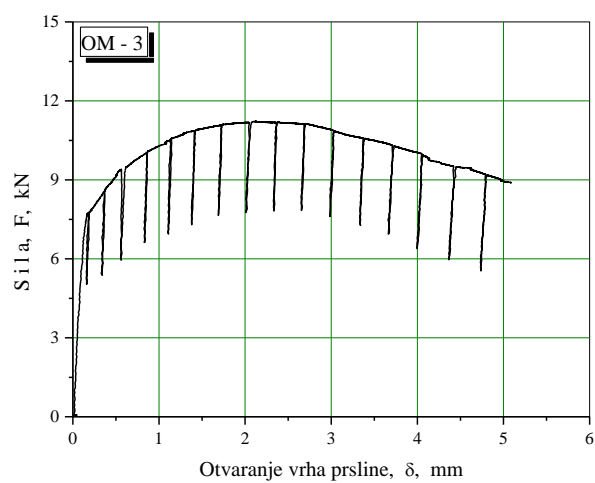
Epruveta br. 10

Slika 5. Krive stabilizovanih histereza pri ispitivanju na NCZ

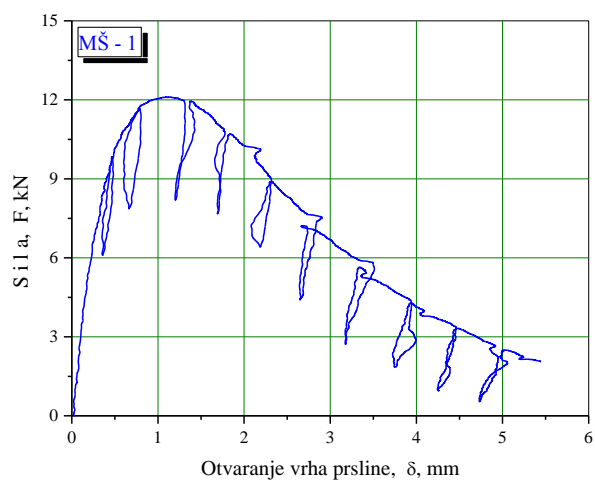
PRILOG 3-DIJAGRAMI $F-\delta$ i $J-\Delta a$



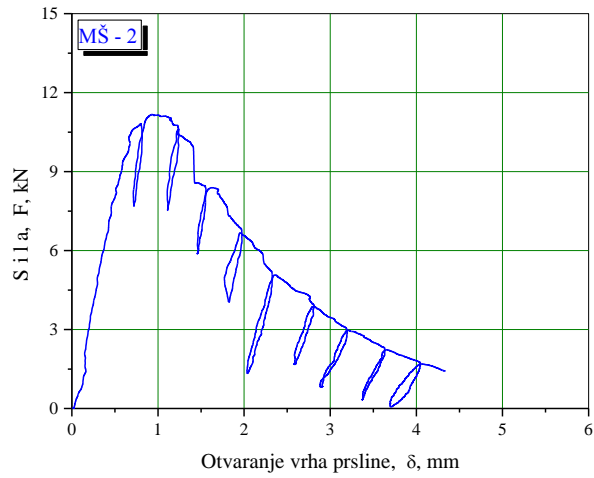
(a)



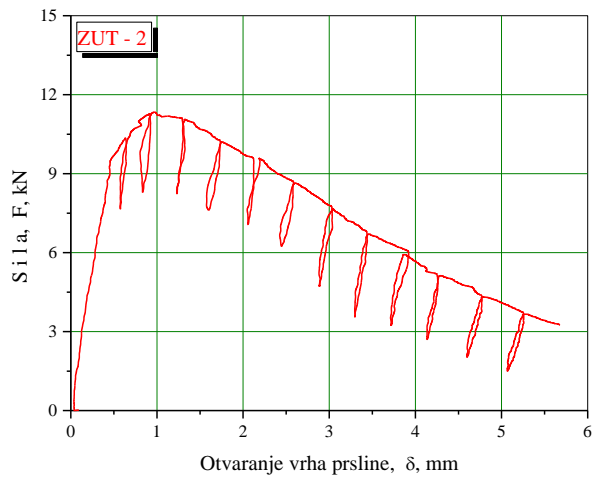
(b)



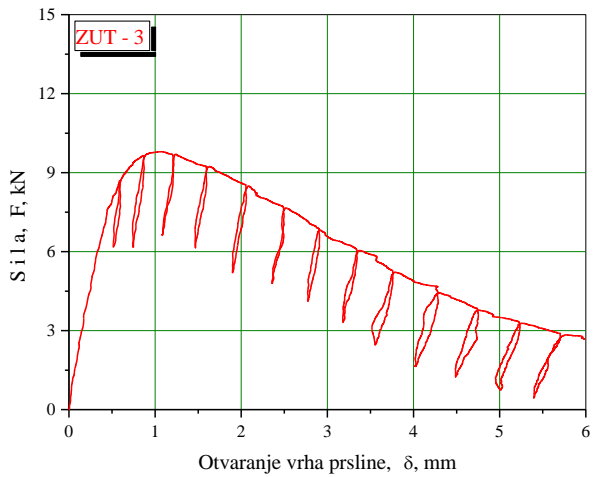
(c)



(d)

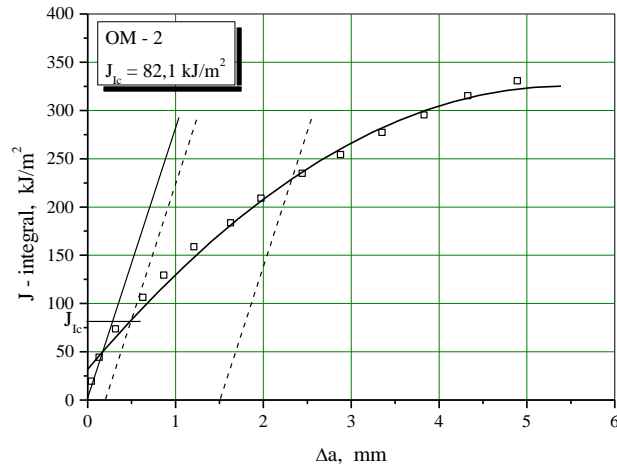


(e)

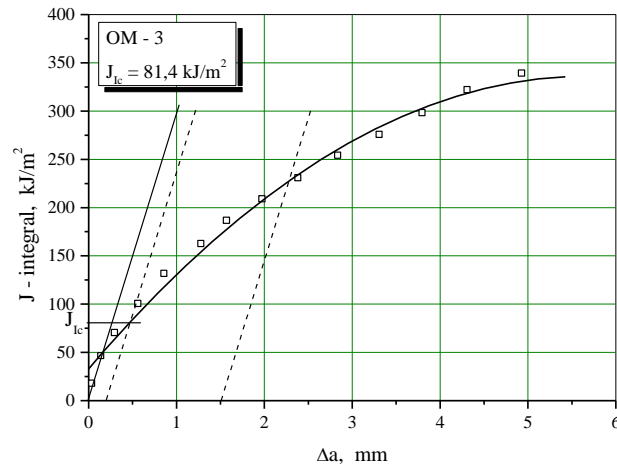


(f)

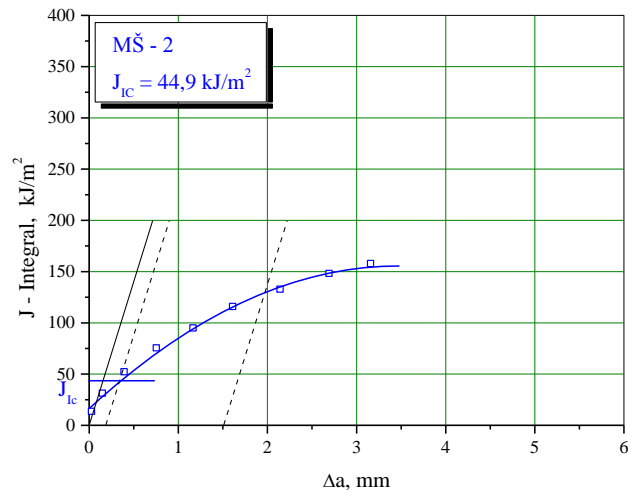
Slika 6. Dijagrami $F-\delta$ za OM (a,b), MŠ (c,d) i ZUT (e, f)



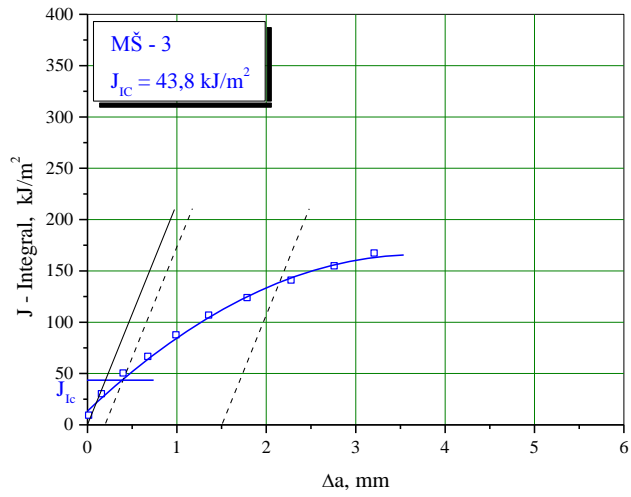
(a)



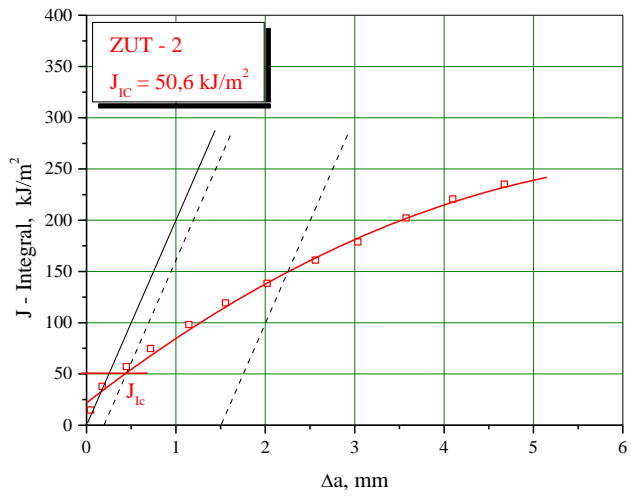
(b)



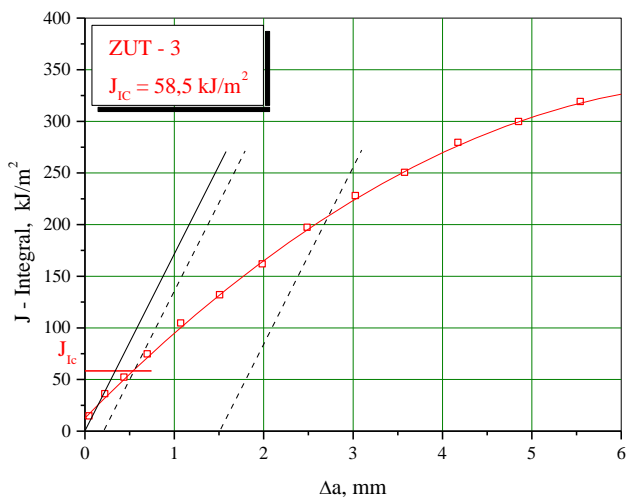
(c)



(d)



(e)



(f)

Slika 7. Dijagrami J - Δa za OM (a,b), MŠ (c,d) i ZUT (e, f)

Biografski podaci autora

Bulatović Srđan je rođen u Sarajevu 04.08.1983. Državljanin je Republike Srbije. Osnovnu školu je završio u Beogradu kao i XI Beogradsku gimnaziju, obe sa odličnim uspehom. Studije na Mašinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu je upisao 2002. godine, odsek Brodogradnja. Diplomirao je 2009. godine, kad je i odbranio diplomski rad sa nazivom: "Proračun nasukanja teretnog broda" i stekao zvanje diplomirani inženjer mašinstva. Doktorske studije na Mašinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu je upisao školske 2010/2011 godine. Što se tiče stečenog iskustva, radio je u projektantskoj firmi "Brodoprojekt" u periodu od aprila 2010. godine do juna 2011. kao projektant čeličnih brodova. Od juna 2011. godine je zaposlen u firmi "AD Jugoslovensko rečno brodarstvo" gde obavlja poslove zamenika direktora Sektora tehnike i održavanja. Tokom pohađanja doktorskih studija boravio je na jednomesečnim usavršavanjima u oblastima zamora materijala i mehanike loma na fakultetima u Bariju (Italija) 2012. godine i u Udinama (Italija) 2013. godine. Govori tečno italijanski i engleski jezik. Posедуje znanje iz Word, Excel, Power Point, AutoCAD, SolidWorks kao i iz Auto ship i Auto hydro.

U dosadašnjem stručnom i istraživačkom radu učestvovao je u više naučno-istraživačkih projekata finansiranih od strane Ministarstva za nauku. Aktivan je član istraživačke grupe Društva za integritet i vek konstrukcija. Autor je i koautor na više od 18 stručnih i naučnih radova, koji su saopšteni na naučnim skupovima ili objavljeni u časopisima različitih kategorija, a od toga dva rada štampano je u međunarodnim časopisima koji imaju impakt faktor na SCI listi, gde je bio prvi autor.

Прилог 1.

Изјава о ауторству

Потписани-а Булатовић М. Срђан

број индекса Д 18/10

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

Еласто-пластично понашање завареног слоја од нисколегираног челика
повишене чврстоће у условима нискоцикличног замора

- резултат сопственог истраживачког рада,
- да предложена дисертација у целини ни у деловима није била предложена за добијање било које дипломе према студијским програмима других високошколских установа,
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио/ла ауторска права и користио интелектуалну својину других лица.

Потпис докторанда

У Београду, 17.10.2014.

S Bulatović

Прилог 2.

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Булатовић М. Срђан

Број индекса Д 18/10

Студијски програм Докторске академске студије

Наслов рада Еласто-пластично понашање завареног слоја од нисколегираног челика повишене чврстоће у условима нискоцикличног замора

Ментор Проф. др Александар Седмак

Потписани/а Булатовић М. Срђан

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Београду**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

Потпис докторанда

У Београду, 17.10.2014.

SBulatovic'

Прилог 3.

Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

Еласто-пластично понашање завареног споја од нисколегираног челика повишене чврстоће у условима нискоцикличног замора

која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предао/ла сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио/ла.

1. Ауторство
2. Ауторство - некомерцијално
3. Ауторство – некомерцијално – без прераде
4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима
5. Ауторство – без прераде
6. Ауторство – делити под истим условима

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци, кратак опис лиценци дат је на полеђини листа).

Потпис докторанда

У Београду, 17.10.2014.

S Bulatović

1. Ауторство - Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.
2. Ауторство – некомерцијално. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.
3. Ауторство - некомерцијално – без прераде. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.
4. Ауторство - некомерцијално – делити под истим условима. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.
5. Ауторство – без прераде. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.
6. Ауторство - делити под истим условима. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.