

UNIVERZITET U BEOGRADU
TEHNOLOŠKO-METALURŠKI FAKULTET

Ana D. Maksimović

UTICAJ TEMPERATURE NA INTEGRITET
ZVARENIH SPOJEVA POSUDA POD
PRITISKOM OD FINOZRNOG
MIKROLEGIRANOG ČELIKA

Doktorska disertacija

Beograd, 2026

UNIVERSITY OF BELGRADE
FACULTY OF TECHNOLOGY AND METALLURGY

Ana D. Maksimović

THE EFFECT OF TEMPERATURE ON THE
INTEGRITY OF WELDED JOINTS IN FINE-
GRAINED MICROALLOYED STEEL PRESSURE
VESSELS

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2026

Mentor doktorske disertacije:

Dr Ljubica Milović, redovna profesorka
Univerzitet u Beogradu
Tehnološko-metalurški fakultet

Članovi komisije za odbranu doktorske disertacije:

Dr Slaviša Putić, redovni profesor
Univerzitet u Beogradu
Tehnološko-metalurški fakultet

Dr. Marina Dojčinović, redovna profesorka
Univerzitet u Beogradu
Tehnološko-metalurški fakultet

Dr Dragomir Glišić, vanredni profesor
Univerzitet u Beogradu
Tehnološko-metalurški fakultet

Dr Simon Sedmak, viši naučni saradnik
Inovacioni centar Mašinskog fakulteta, Beograd

Datum odbrane:

Zahvalnica

Ova doktorska disertacija rezultat je višegodišnjeg istraživačkog rada realizovanog u okviru projekta TR35011, finansiranog od strane Ministarstva prosvete, nauke i tehnološkog razvoja Republike Srbije, pod nazivom „Integritet opreme pod pritiskom pri istovremenom delovanju zamornog opterećenja i temperature“.

Iskrenu i duboku zahvalnost izražavam svojoj mentorki, prof. dr Ljubici Milović na stručnom vođstvu, ukazanom poverenju, dragocenim savetima, konstruktivnim sugestijama i kontinuiranoj podršci tokom izrade ove doktorske disertacije. Njena posvećenost, profesionalnost i spremnost da svoje znanje nesebično podeli bili su izuzetna motivacija i značajan doprinos uspešnoj realizaciji ovog istraživanja. Posebnu zahvalnost želim da izrazim prof. dr Blagoju Petrovskom na pomoći, stručnim savetima, sugestijama i izuzetnom doprinosu u tumačenju eksperimentalnih rezultata tokom izrade ove doktorske disertacije. Veliku zahvalnost izražavam prof. dr Aleksandru Sedmaku, koji je svojim bogatim znanjem, iskustvom i spremnošću da odgovori na svako pitanje pružio neizmernu pomoć u analizi i tumačenju eksperimentalnih rezultata. Dr. Simonu Sedmaku, zahvaljujem na pomoći oko numeričkog dela disertacije. Zahvaljujem se prof. dr Nataši Janković sa Fakulteta za obrazovanje učitelja i vaspitača, na velikoj pomoći oko lekture dva rada objavljena na engleskom jeziku koja su proizašla iz doktorske teze. Članovima komisije, prof. dr Slaviši Putiću, prof. dr. Marini Dojčinović, prof. dr Dragomiru Glišiću i dr. Simonu Sedmaku, hvala na izdvojenom vremenu, pažljivom razmatranju rada, kao i na korisnim sugestijama i konstruktivnim komentarima koji su doprineli unapređenju kvaliteta i konačnom oblikovanju ove doktorske disertacije. Koleginici Bojani Zečević hvala na razumevanju i podršci tokom izrade ove doktorske disertacije.

Najveću zahvalnost dugujem svojim roditeljima Dušani i Dragani na безусловnoj ljubavi, razumevanju, podršci i veri u mene tokom svih godina mog školovanja i naučnog usavršavanja. Na kraju, mojim momcima, Marku i Bogdanu, hvala vam što ste svojom ljubavlju, razumevanjem i podrškom svaki izazov činili lakšim.

Uticaj temperature na integritet zavarenih spojeva posuda pod pritiskom od fino zrnog mikrolegiranog čelika

Sažetak

Posude pod pritiskom predstavljaju jedne od najodgovornijih zavarenih konstrukcija u energetske, hemijske i procesnoj industriji, pri čemu njihova bezbednost i pouzdanost u velikoj meri zavise od mehaničkih svojstava materijala i kvaliteta zavarenih spojeva. Poseban značaj ima rad na niskim temperaturama, kada dolazi do smanjenja žilavosti i povećanja sklonosti materijala ka krtom lomu. Zbog toga je cilj ove doktorske disertacije bio eksperimentalno i numeričko ispitivanje uticaja temperature na integritet zavarenih spojeva posuda pod pritiskom izrađenih od fino zrnog mikrolegiranog čelika NIOMOL 490 K.

U radu je dat pregled razvoja i karakteristika mikrolegiranih čelika, njihovih mehaničkih svojstava, zavarljivosti i ponašanja na različitim temperaturama, kao i savremenih metoda procene integriteta zavarenih konstrukcija zasnovanih na mehanici loma. Posebna pažnja posvećena je parametrima mehanike loma, određivanju prelazne temperature krtog loma i primeni numeričkih metoda u analizi rasta prsline.

Eksperimentalna istraživanja sprovedena su na zavarenim spojevima izrađenim postupkom elektrolučnog zavarivanja pod praškom. Program ispitivanja obuhvatio je ispitivanja zatezanjem, merenje tvrdoće, instrumentirano Charpy ispitivanje pri različitim temperaturama i određivanje parametara mehanike loma. Dobijeni rezultati pokazali su da temperatura značajno utiče na mehanička svojstva i otpornost materijala prema lomu.

Numeričke simulacije rasta zamorne prsline u sfernom rezervoaru su urađene u softverskom paketu ANSYS 2022 R2, primenom metode konačnih elemenata, u skladu sa ustaljenom i višestruko verifikovanom praksom. Dobijeni rezultati pokazali su dobro slaganje sa eksperimentalnim podacima i potvrdili mogućnost uspešne primene numeričkih metoda u proceni integriteta zavarenih konstrukcija.

Na osnovu sprovedenih istraživanja uspostavljena je korelacija između temperature, mikrostrukture, mehaničkih svojstava i parametara mehanike loma. Pokazano je da pravilan izbor tehnologije zavarivanja, zajedno sa poznavanjem ponašanja materijala pri različitim temperaturama, omogućava pouzdaniju procenu integriteta i preostalog radnog veka zavarenih posuda pod pritiskom.

Naučni doprinos rada ogleda se u sveobuhvatnoj eksperimentalnoj i numeričkoj analizi uticaja temperature na integritet zavarenih spojeva izrađenih od fino zrnog mikrolegiranog čelika NIOMOL 490 K, određivanju parametara mehanike loma osnovnog metala i metala šava, kao i uspostavljanju korelacije između mikrostrukture, mehaničkih svojstava i otpornosti prema lomu. Dobijeni rezultati predstavljaju značajan doprinos unapređenju metodologije procene integriteta zavarenih konstrukcija i mogu se primeniti pri projektovanju, proizvodnji i eksploataciji posuda pod pritiskom namenjenih radu na sniženim temperaturama.

Ključne reči: NIOMOL 490K, zavareni spojevi, posude pod pritiskom, integritet konstrukcija, radni vek, mehanika loma, udarna žilavost, J -integral

Naučna oblast: Tehnološko inženjerstvo

Uža naučna oblast: Inženjerstvo materijala

The effect of temperature on the integrity of welded joints in fine-grained microalloyed steel pressure vessels

Abstract

Pressure vessels are among the most safety-critical welded structures used in the energy, chemical, and process industries, with their safety and reliability largely depending on the mechanical properties of the materials and the quality of welded joints. Particular attention must be paid to operation at low temperatures, where material toughness decreases and susceptibility to brittle fracture increases. Therefore, the aim of this doctoral dissertation was to experimentally and numerically investigate the influence of temperature on the integrity of welded joints in pressure vessels manufactured from the fine-grained microalloyed steel NIOMOL 490 K.

The dissertation provides an overview of the development and characteristics of microalloyed steels, their mechanical properties, weldability, and behaviour at different temperatures, as well as contemporary methods for assessing the structural integrity of welded structures based on fracture mechanics principles. Particular attention is devoted to fracture mechanics parameters, the determination of the ductile-to-brittle transition temperature, and the application of numerical methods to crack growth analysis.

The experimental investigations were conducted on welded joints produced by the submerged arc welding (SAW) process. The experimental programme included tensile testing, hardness measurements, instrumented Charpy impact testing at different temperatures, and the determination of fracture mechanics parameters. The obtained results demonstrated that temperature has a significant influence on the mechanical properties and fracture resistance of the investigated material.

Numerical simulations of fatigue crack growth in a spherical pressure vessel were performed using the ANSYS 2022 R2 software package and the finite element method, in accordance with established and extensively validated numerical procedures. The numerical results showed good agreement with the experimental data and confirmed the applicability of numerical methods for the reliable assessment of the structural integrity of welded structures.

Based on the conducted investigations, a correlation was established between temperature, microstructure, mechanical properties, and fracture mechanics parameters. It was demonstrated that an appropriate selection of welding technology, combined with a comprehensive understanding of material behaviour at different temperatures, enables a more reliable assessment of the structural integrity and remaining service life of welded pressure vessels.

The scientific contribution of this dissertation is reflected in the comprehensive experimental and numerical analysis of the influence of temperature on the integrity of welded joints made of the fine-grained microalloyed steel NIOMOL 490 K, the determination of fracture mechanics parameters for the base metal and weld metal, and the establishment of correlations between microstructure, mechanical properties, and fracture resistance. The obtained results contribute to the advancement of methodologies for assessing the structural integrity of welded structures and may be applied in the design, fabrication, and operation of pressure vessels intended for service at reduced temperatures.

Key words: NIOMOL 490 K, welded joints, pressure vessels, structural integrity, operating life, fracture mechanics, impact toughness, J -integral

Scientific field: Technological Engineering

Specific scientific field: Materials Engineering

Sadržaj

1. UVOD	1
2. PREGLED LITERATURE	3
2.1. Pregled prethodnih istraživanja o finoizrnim mikrolegiranim čelicima.....	3
2.1.1. Razvoj mikrolegiranih čelika kroz istoriju	4
2.1.2. Prvi komercijalni eksperimenti sa mikrolegiranim čelicima	4
2.1.3. Ekspanzija mikrolegiranih čelika	5
2.1.4. Postupci izrade mikrolegiranih čelika	7
2.1.5. Zavarljivost mikrolegiranih čelika.....	11
2.2 Ponašanje zavarenih spojeva posuda pod pritiskom na različitim radnim temperaturama	13
2.2.1. Ponašanje materijala na niskim temperaturama	14
2.2.2. Uticaj povećanja temperature na mehaničke karakteristike	15
2.2.3. Uticaj hemijskog sastava na MŠ.....	16
2.2.4 Elektrolučno zavarivanje pod praškom - EPP postupak.....	16
2.3 Ocena integriteta i procena preostalog veka zavarenih posuda pod pritiskom	19
2.3.1. Materijali i tehnologija izrade konstrukcija	19
2.3.2 Uticaj prsline na zavarenu konstrukciju	20
2.3.3. Prsline pod uticajem promenljivih opterećenja	20
2.3.4. Integritet zavarenih konstrukcija	21
2.3.5. Dijagram analize loma - FAD.....	24
2.3.6. Procena rizika zasnovana na preostalom veku trajanja	25
2.4. Određivanje energije udara	25
2.4.1. Prelazna temperatura	28
2.5. Mehanika loma	31
2.5.1. Uvod	31
2.5.2. Osnovni oblici razvoja prsline i obrazovanja površine preloma	32
2.5.3. Ravno stanje deformacija i ravno stanje napona	34
2.5.4. Naponsko stanje oko vrha prsline.....	37
2.5.5. Faktor inteziteta napona.....	37
2.5.6. Otvaranje vrha prsline.....	38
2.5.7. J – Integral	40
2.5.8. Veza J – integrala i CTOD	43
2.5.9. Određivanje parametra K_{IC}	45

2.5.10. Određivanje parametra J_{IC}	47
2.6. Proširena metoda konačnih elemenata	49
2.6.1. Formulacija Metode konačnih elemenata	52
2.6.2. Osnovi proširene metode konačnih elemenata	52
2.6.3. Funkcije poboljšanja	54
2.6.4. Definisanje polja pomeranjem u XFEM	56
2.6.5. Opšti oblik proširene metode konačnih elemenata	56
2.6.6. Nedostaci XFEM	58
2.6.7. SMART crack growth opcija	59
3. EKSPERIMENT	62
3.1. Materijal	63
3.2. Eksperimentalna ispitivanja	64
3.2.1. Tehnologija zavarivanja	64
3.2.2. Sečenje epruveta iz zavarenih ploča	65
3.2.3. Ispitivanje zatezanjem	69
3.2.4. Merenje tvrdoće	70
3.2.5. Udarne ispitivanja	70
4. REZULTATI	73
4.1. Materijal	73
4.2. Zatezne osobine materijala NM 490 K	75
4.2.1. Osnovni metal	75
4.2.2. Metal šava	81
4.3. Merenje tvrdoće	84
4.4. Udarne ispitivanja	86
4.4.1. Osnovni metal	86
4.4.2. Metal šava	86
4.5. Mehanika loma	102
4.5.1. Određivanje J_{IC}	102
4.6. NUMERIČKE SIMULACIJE RASTA ZAMORNE PRSLINE	108
4.6.1. Postavka numeričkog modela – statičko opterećenje	108
4.6.2. Postavka numeričkog modela – rast zamorne prsline	110
4.6.3. Rezultati simulacija rasta zamorne prsline za oba modela	113
5. ANALIZA REZULTATA SA DISKUSIJOM	117
5.1 Analiza mikrostrukture	117

5.2. Analiza tehnologije zavarivanja	117
5.3. Analiza rezulta ispitivanja zatezanjem	118
5.4. Analiza rezultata ispitivanja tvrdoće	118
5.5. Analiza udarnih ispitivanja.....	119
5.6. Analiza ispitivanja mehanike loma	120
5.7. Diskusija numeričkih simulacija rasta zamorne prsline	121
6. ZAKLJUČAK	122
7. LITERATURA.....	123
BIOGRAFSKI PODACI O AUTORU	129
Изјава о ауторству.....	130
Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада.....	131
Изјава о коришћењу.....	132

1. UVOD

Posude pod pritiskom predstavljaju jedne od najsloženijih zavarenih konstrukcija koje se koriste u procesnoj industriji, energetici, petrohemijskoj i hemijskoj industriji. Njihova proizvodnja obuhvata veliki broj tehnoloških operacija, uključujući izbor odgovarajućeg materijala, sečenje, oblikovanje, zavarivanje, termičku obradu i završna ispitivanja. Kvalitet svake od ovih faza direktno utiče na pouzdanost, sigurnost i radni vek konstrukcije, zbog čega se proces proizvodnje mora odvijati u skladu sa strogim tehničkim zahtevima i važećim standardima. Savremeni zahtevi industrije usmereni su ka izradi konstrukcija koje istovremeno imaju visoku nosivost, malu masu i dug radni vek. Iz tog razloga sve češće se primenjuju finožrnasti mikrolegirani čelici, koji zahvaljujući kontrolisanom hemijskom sastavu i termomehaničkoj obradi obezbeđuju povoljan odnos čvrstoće, žilavosti i zavarljivosti. Njihova primena omogućava smanjenje mase konstrukcije, povećanje nosivosti i očuvanje visokog nivoa sigurnosti i pouzdanosti tokom eksploatacije. [1.1]

Razvoj finožrnih mikrolegiranih čelika bio je usmeren ka postizanju povoljne kombinacije visoke čvrstoće, dobre žilavosti, zadovoljavajuće plastičnosti i dobre zavarljivosti. Za razliku od konvencionalnih ugljeničnih čelika, povećanje njihovih mehaničkih svojstava ne postiže se značajnim povećanjem sadržaja ugljenika, već primenom malih količina mikrolegirajućih elemenata, kao što su niobijum (Nb), vanadijum (V) i titanijum (Ti), uz odgovarajuću termomehaničku obradu. Takav pristup omogućava povećanje čvrstoće uz istovremeno očuvanje dobre zavarljivosti i otpornosti na krti lom. Mehanička svojstva finožrnih mikrolegiranih čelika rezultat su međusobnog delovanja hemijskog sastava, termomehaničke obrade i razvijene mikrostrukture. Pored usitnjavanja zrna, značajan doprinos povećanju čvrstoće ostvaruje se precipitacionim ojačavanjem usled izdvajanja sitnih čestica mikrolegirajućih jedinjenja, kao i ojačavanjem čvrstim rastvorom. Kombinacija ovih mehanizama omogućava postizanje visokih vrednosti granice razvlačenja uz relativno nizak sadržaj ugljenika, što predstavlja jednu od najvažnijih prednosti mikrolegiranih čelika u odnosu na klasične konstrukcione čelike. [1.2]

Iako mikrolegirani čelici poseduju odlična mehanička svojstva i dobru zavarljivost, proces zavarivanja dovodi do lokalnih promena mikrostrukture i mehaničkih svojstava, što može značajno uticati na ponašanje zavarenog spoja tokom eksploatacije. Tokom procesa zavarivanja dolazi do lokalnog topljenja i zagrevanja osnovnog materijala, usled čega nastaju metal šava i zona uticaja toplote sa mikrostrukturom koja se razlikuje od mikrostrukture osnovnog materijala. Promene faznog sastava, rast zrna, segregacija legirajućih elemenata i pojava različitih mikrostrukturnih konstituenata mogu uticati na čvrstoću, žilavost i otpornost prema nastanku i širenju prsline. Pored toga, tokom zavarivanja razvijaju se zaostali naponi koji, zajedno sa mikrostrukturnim promenama, imaju značajan uticaj na ponašanje zavarenog spoja u eksploataciji. Zbog toga je poznavanje metalurških procesa tokom zavarivanja od ključnog značaja za projektovanje i proizvodnju pouzdanih zavarenih konstrukcija. [1.3]

Lom predstavlja problem sa kojim se društvo suočava još od nastanka prvih konstrukcija koje je izradio čovek. Ovaj problem može biti čak izraženiji danas nego u prethodnim vekovima, jer u savremenom tehnološkom društvu postoji više mogućnosti za nastanak otkaza.

Srećom, napredak u oblasti mehanike loma doprineo je smanjenju potencijalnih opasnosti koje prate rast tehnološke složenosti. Razumevanje načina na koji materijali otkazuju, kao i sposobnost da se takvi otkazi spreče, značajno su unapređeni od završetka Drugog svetskog rata. Međutim, i dalje

postoji mnogo prostora za nova istraživanja, a postojeća saznanja iz oblasti mehanike loma ne primenjuju se uvek na odgovarajući način. Upravo zbog toga mehanika loma danas predstavlja jednu od osnovnih disciplina pri projektovanju, proceni integriteta i određivanju preostalog radnog veka odgovornih zavarenih konstrukcija. [1.4]

Poseban značaj mehanika loma ima kod zavarenih posuda pod pritiskom koje rade pri sniženim temperaturama. Opadanjem temperature dolazi do smanjenja sposobnosti materijala za plastičnu deformaciju, smanjenja udarne žilavosti i povećanja sklonosti ka krtom lomu. Ove promene posebno su izražene u zavarenim spojevima zbog njihove heterogene mikrostrukture i različitih mehaničkih svojstava osnovnog materijala, metala šava i zone uticaja toplote. Zbog toga poznavanje uticaja temperature na mehanička svojstva i otpornost prema lomu pojedinih zona zavarenog spoja predstavlja jedan od osnovnih preduslova za procenu integriteta, pouzdanosti i bezbednosti posuda pod pritiskom tokom eksploatacije.

Integritet zavarenih konstrukcija predstavlja njihovu sposobnost da tokom projektovanog radnog veka bezbedno izvršavaju svoju funkciju pod predviđenim uslovima opterećenja i eksploatacije, uz prihvatljiv nivo postojećih ili mogućih nepravilnosti i bez nastanka loma koji bi ugrozio njihovu sigurnost. Procena integriteta zasniva se na analizi mehaničkih svojstava materijala, radnih opterećenja, geometrije konstrukcije i otpornosti prema nastanku i širenju prsline, pri čemu se ocenjuje prihvatljivost postojećih ili otkrivenih grešaka u odnosu na predviđene uslove rada. [1.5]

Predmet istraživanja ovog rada jeste eksperimentalno i numeričko ispitivanje uticaja temperature na integritet zavarenih spojeva posuda pod pritiskom izrađenih od finoznog mikrolegiranog čelika NIOMOL 490K. Istraživanje je usmereno na određivanje uticaja temperature na mehanička svojstva osnovnog materijala, metala šava i zone uticaja toplote, kao i na njihovu otpornost prema nastanku i širenju prsline.

U okviru rada sprovedena su ispitivanja zatezanjem, određivanje tvrdoće, instrumentirano Charpy ispitivanje i ispitivanja parametara mehanike loma, radi određivanja ponašanja zavarenog spoja pri različitim temperaturama. Na osnovu eksperimentalno dobijenih rezultata izvršena je procena integriteta zavarenih spojeva, dok je primenom numeričkih metoda analizirana raspodela napona i deformacija, kao i ponašanje prsline u karakterističnim zonama zavarenog spoja.

Konačni cilj istraživanja jeste uspostavljanje pouzdane korelacije između temperature, mikrostrukture, mehaničkih svojstava i parametara mehanike loma, kako bi se unapredila procena integriteta, pouzdanosti i bezbednosti zavarenih posuda pod pritiskom izrađenih od finoznih mikrolegiranih čelika u uslovima eksploatacije pri sniženim temperaturama

Naučni doprinos rada ogleda se u sveobuhvatnoj eksperimentalnoj i numeričkoj analizi uticaja temperature na integritet zavarenih spojeva posuda pod pritiskom od finoznog mikrolegiranog čelika NIOMOL 490 K, određivanju parametara mehanike loma za osnovni materijal, metal šava i zonu uticaja toplote, kao i uspostavljanju korelacije između mikrostrukture, mehaničkih svojstava i otpornosti prema lomu pri različitim temperaturama.

2. PREGLED LITERATURE

2.1. Pregled prethodnih istraživanja o finoizrnim mikrolegiranim čelicima

Naziv mikrolegirani čelik prvi put se upotrebio kako bi opisao grupu niskougljeničnih čelika povećane čvrstoće koji su sadržali male dodatke niobijuma (Nb) i/ili vanadijuma (V). Mnogo godina pre razvoja čelika sa dodatkom niobijuma (Nb), upotrebljavao se bor (B) kao element koji poboljšava kaljivost, ali se naziv mikrolegiran nije primenjivao na zakaljive konstrukcijske čelike. Slično tome, čelici koji su se tretirali aluminijumom (Al), kako bi se postigla dobra kombinacija čvrstoće i žilavosti, takođe se nisu nazvali mikrolegiranim.

Ono što je danas nama poznato kao mikrolegiran čelik jeste čelik koji sadrži male dodatke legirajućih elemenata, ako ne računamo ugljenik (C), tu spadaju još i vanadijum (V), niobijum (Nb) i titan (Ti) tako da njihov udeo u zbiru nije veći od 0,15%. Prisutni su pojedinačno ili u kombinaciji, a njihovi specifični efekti mogu biti pod uticajem i drugih legirajućih elemenata, kao što su aluminijum (Al) (koji se dodaje da bi poboljšao dezoksidaciju), bor (B) koji je najveći intersticijski i najmanji supstitucijski element, cirkonijum (Zr), molibden (Mo), kao i mnogi drugi koji se tretiraju kao nečistoće jer su posledica tehnologije proizvodnje ovih čelika. [1.2, 2.1-2.3]

Glavni zadatak legirajućih elemenata je: ojačavanje ferita usitnjavanjem zrna, ojačavanje čvrstim rastvorom i taložno ojačavanje. Ojačavanje čvrstim rastvorom je usko povezano sa samim sadržajem legirajućih elemenata dok taložno ojačavanje i usitnjavanje zrna zavise od hemijskog sastava i termodinamičke obrade. Legirajući elementi takođe imaju uticaj i na temperaturu transformacije, sa ciljem da je smanje, tako što se austenit transformiše u ferit i perlit tokom hlađenja. Na ovaj način se dobija transformacioni proizvod finoizrna strukture, što je jedan od glavnih mehanizama ojačavanja. Legirajući elementi prisutni u mikrolegiranim čelicima, njihov maseni udeo i uticaj prikazani su u tabeli 2.1. [2.4-2.6]

Tabela 2.1. Legirajući elementi prisutni u mikrolegiranim čelicima [2.4]

Element	Maseni udeo, %	Uticaj
C	<0,25	• Povećava čvrstoću
Mn	0,5-2	• Odlaže razlaganje austenita tokom ubrzanog hlađenja; • Smanjuje prelaznu temperaturu.
Si	0,1-0,5	• Dezoksidans čelika koji je u tečnom stanju
Al	>0,02	• Dezoksidans; • Ograničava rast zrna
Nb	0,02-0,06	• Ojačava ferit; • Kontrolise veličinu zrna, taloži se u obliku nitrida
Ti	0-0,06	• Kontrolise veličine zrna (formiranje TiN); • Ojačavanje ferita
V	0-0,1	• Ojačavanje ferita tako što gradi karbo nitrid
N	<0,012	• Formira TiN, VN i AlN
Mo	0-0,3	• Podstiče formiranje beinita; • Ojačavanje ferita
Ni	0-0,5	• Povećava žilavost loma
Cu	0-0,55	• Poboljšava otpornost na koroziju; • Ojačava ferit
Cr	0-1,25	• Poboljšava otpornost na atmosfersku koroziju, posebno uz dodatak Cu

Prema načinu na koji se prerađuju mikrolegirani čelici se dele u dve grupe:

1. Valjani mikrolegirani čelici,
2. Čelici za kovanje.

Čelici prerađeni valjanjem legiraju se kako bi se dobio talog mikrolegirajućih elemenata i time obezbedila sitnozrna mikrostruktura usled hlađenja. Čelici za kovanje pripadaju grupi srednje ugljeničnih mikrolegiranih čelika. Zbog složenog hemijskog sastava kod njih u mikrostrukturi može doći do nastanka složenih mikro konstituenata što dovodi do varijacija finalnih svojstava. [1.2, 2.1-2.4]

2.1.1. Razvoj mikrolegiranih čelika kroz istoriju

Još davne 1958. godine kompanija *Great Lakes Steel Corporation* iz SAD plasirala je na tržište GLX-W seriju čelika legiranih niobijumom i time postala prva čeličana koja to učinila. Ono što je značajno za ovaj razvoj jeste veoma niska cena niobijuma (Nb), koja je naglo pala posle otkrića velikog ležišta rude u Kanadi, kao i dobar efekat ojačavanja u kombinaciji sa dobrom žilavošću [1.2, 2.1] Dodavanjem niobijuma (Nb) običnom polu umirenom ugljenično-manganijumskom čeliku postignuto je povećanje čvrstoće sa 300 MPa na 450 MPa. Novi čelici predstavljali su značajan tehnološki napredak jer su u uslovima masovne proizvodnje omogućavali dobre osobine čvrstoće, žilavosti i zavarljivosti a do tada je to bilo moguće samo kod "skupih" čelika.

Termin koji je počeo da se upotrebljava za novoproduzeti tip čelika i koji se zadržao sve do danas jeste mikrolegirani čelik. Termin mikrolegirani čelik prvi put je upotrebio Noren, koji je naveo da količina mikrolegiranih elemenata koja se dodaje je za jedan je do dva reda veličine manja od količine koja bi se koristila za legirajući element u konvencionalnom smislu [1.2]

Iako se vanadijum (V) i titanijum (Ti) dugi niz godina primenjuju kao legirajući elementi u mikrolegiranim čelicima radi poboljšanja njegovih osobina, pre same komercijalne upotrebe niobijuma nisu postojali podaci o njima kao mikrolegirajućim dodacima.

Kompanija *Vanadium Corporation of America* 1934. godine razvila je čelik koji je imao sastav: 0,18% -C, 1,45% -Mn i 0,08–0,10%-V sa čvrstoćom tečenja od 345MPa a već 1945. godine u literaturi se pominje čelik koji je imao granicu tečenja od 390MPa, sastava 0,1% -V, 0,18%-C i 1,5% -Mn. [1,4] Smatralo se da je povećanje granice tečenja posledica formiranja karbida i nitrida vanadijuma koji je bio poznatiji po svojoj sposobnosti da usitni strukturu i obezbedi sekundarno očvršćavanje. U poređenju sa vanadijumom, upotreba titanijuma je dosta manja, prema podacima, dodatak čeliku od 0,1% Ti dovodi do usitnjavanja zrna a dodatak od 0,06% Ti poboljšava čvrstoću niskolegiranih čelicima visoke čvrstoće. [2.4]

Upotreba vanadijuma (V) i titanijuma (Ti) kao mikrolegiranih elemenata poznata je od davnina ali tek nakon uspešne proizvodnje mikrolegiranog čelika sa niobijumom (Nb) od strane kompanije *Great Lakes Steel Corporation* gde 1958 počinje naglo interesovanje širom sveta od strane proizvođača, što je na kraju dovelo do razvoja porodice mikrolegiranih čelika kakvu danas poznajemo. Ovi čelici su postigli izuzetan uspeh i procenjuje se da danas čine oko 10% ukupne svetske proizvodnje čelika. [2.5]

2.1.2. Prvi komercijalni eksperimenti sa mikrolegiranim čelicima

U prvom komercijalnom eksperimentu koji je sproveden 1957. godine u pogonu *Homestead Works* kompanije *United States Steel*, u ploče ugljenično-manganijumskih čelika dodat je niobijum (Nb) u količini od 0,22 do 0,90 kg po toni čelika u obliku fero-niobijuma (što odgovara 0,02 – 0,08 %

mase niobijuma (Nb) približno, uz pretpostavku iskorišćenja od 80%). Nakon toga, ploče su valjane na valjaonici debelih limova primenom standardnih režima valjanja.

Dodavanjem niobijuma (Nb) čvrstoća ploča se povećala, dok je žilavost bila loša. Pretpostavlja se da je razlog tome visoka završna temperatura valjanja i nedovoljno usitnjena mikrostruktura, pa se zato smatra da je ovaj eksperiment neuspešan [2.7]

Posle neuspešnog eksperimenta, kompanija *Great Lakes Steel* nastavila je sa eksperimentima, pa je sprovedla ispitivanje na ugljenično-manganijumskim polu umirenim čelicima, gde su pojedinačne ploče ponovo legirane niobijumom (Nb) u količinama od 0,11 do 0,45 kg po toni.

Ploče su valjane na valjaonici toplo valjane trake, a mehanička svojstva, za debljine do $\neq 13$ mm, bila su vrlo dobra. Uslovi valjanja na toplo valjanoj traci obezbedili su da veličina feritnog zrna bude manja od ASTM 6 ($\approx 40 \mu\text{m}$). Međutim, ploče debljine $\neq 38$ mm, iako su imale visoku čvrstoću, pokazivale su lošu žilavost, uz grubo zrno veličine približno ASTM 2 ($\approx 160 \mu\text{m}$). Ova svojstva bila su slična onima dobijenim u pločama valjanim u kompaniji *US Steel*. Uprkos problemima i lošim rezultatima u ranijim ispitivanjima, dovoljan broj dobrih rezultata za debljine ploča ispod $\neq 13$ mm omogućio je kompaniji *Great Lakes Steel Corporation* da započne industrijsku proizvodnju mikrolegiranih čelika 1958. godine. Novi čelici legirani niobijumom (Nb) privukli su pažnju brojnih čeličana u Sjedinjenim Američkim Državama, kao i u drugim delovima sveta. To je podstaklo više kompanija da sprovedu sopstvena ispitivanja. Jedna od važnih oblasti primene bila je proizvodnja cevi za transport gasova. Prvi gasovod izgrađen je u Teksasu koji je 1960. godine pušten u rad i imao je prečnik 508 mm i dužinu od 76 km. [2.7]

Novi čelici legirani niobijumom (Nb) zamenili su postojeće, iako je njihova cena bila veća za 15 – 20 dolara po toni i time je ostvarena je ukupna ušteda od približno 1000 dolara po milji. Ova ušteda rezultat je smanjenja ukupne mase konstrukcije za oko 770 tona čelika, kao i poboljšane zavarljivosti. Primena niobijuma (Nb) pokazala se ekonomski isplativom kako za proizvođača čelika, tako i za krajnje korisnike. Pored primene u cevovodima, novi čelici našli su upotrebu i u izradi ramova kamiona, kao i boca za kiseonik.[1.2, 2.1-2.7]

2.1.3. Ekspanzija mikrolegiranih čelika

Nakon objave rezultata kompanije *Great Lakes Steel*, sproveden je obiman istraživački i industrijski rad na mikrolegiranim čelicima. Ova intenzivna aktivnost bila je podstaknuta visokim nivoom međunarodne saradnje, koja je imala ključnu ulogu u iniciranju i razvoju brojnih istraživanja i proizvodnih ispitivanja. Proizvođači čelika širom sveta stekli su poverenje u proizvodnju mikrolegiranih čelika, a rezultati dobijeni u čeličanama, istraživačkim institutima i na univerzitetima bili su široko publikovani. Zahvaljujući dobrim rezultatima koji su postignuti primenom niobijuma (Nb), uticaj drugih mikrolegirajućih elemenata, poput vanadijuma (V) i titanijuma (Ti), takođe je podvrgnut detaljnim istraživanjima. [2.7] Čelici sa raznim kombinacijama mikrolegiranih elemenata su takođe bile uključeni u neke studije.

U Velikoj Britaniji prvi nacionalni standard koji je sadržao primenu niobijuma (Nb) kao mikrolegiranog elementa u pločama debljine do $\neq 50$ mm uveden je 1962. godine. Još 1941. godine uveden je standard BS 968 kojim je sadržaj ugljenika (C) bio ograničen na 0,23%. Uvođenje standarda je posledica zavarivanja čelika sa visokim sadržajem ugljenika i mangana (0,30%C, 1,5%Mn). Potreba za čelikom veće čvrstoće uz dobru zavarljivost, rešena je uvođenjem mikrolegiranih dodataka niobijuma (Nb) u hemijski sastav čelika. Standard BS 968 je 1962. godine revidiran kako bi se iskoristile prednosti legiranja niobijumom (Nb).[2.7, 2.8]

Zahvaljujući dobroj sposobnosti niobijuma (Nb) da usitni zrno (u odsustvu aluminijuma (Al)), garantovana granica razvlačenja za debljine veće od $\neq 13$ mm bila je znatno viša u odnosu na

prethodne čelike. Relativno niska cena novog čelika, uz smanjenje mase konstrukcije i dobru zavarljivost, doprinela je njegovoj širokoj primeni i brzom rastu proizvodnje u Velikoj Britaniji.

Dalji razvoj mikrolegiranih čelika u različitim zemljama često je bio uslovljen potrebom za izmenama nacionalnih standarda i tehnologija zavarivanja.

1970-ih su izvršene detaljne analize čelika visoke čvrstoće, koje su doprinele širokoj primeni mikrolegiranih čelika u industriji. (Kanada, Japan, USA, Švedska).

Postalo je jasno da mikrolegirani čelici predstavljaju standard u proizvodnji čelika, ali njihov pun potencijal još uvek nije u potpunosti iskorišćen. Njihova primena je prvenstveno vođena ekonomskim razlozima.

U građevinarstvu, upotreba čelika veće čvrstoće omogućava smanjenje mase konstrukcija i troškova materijala. U transportu (posebno teška vozila), smanjenje mase dovodi do povećanja nosivosti i ekonomske isplativosti. U naftnoj industriji, čelici visoke čvrstoće omogućavaju izgradnju cevovoda većih dužina i većih radnih pritisaka.

Povećanje čvrstoće čelika postiže se povećanjem sadržaja ugljenika (C) i mangana (Mn), ali to je smanjivalo zavarljivost i povećavalo sklonost ka pojavi pukotina. Mikrolegirani čelici omogućili su postizanje veće čvrstoće uz niži sadržaj ugljenika (C), čime se poboljšava zavarljivost i ukupna performanse materijala. [2.1]

Faktori koji su doprineli razvoju mikrolegiranih su:

- Direktne uštede u materijalu primenom čelika veće čvrstoće,
- Razvoj lakših konstrukcija i vozila sa većom nosivošću,
- Potreba za čelicima veće čvrstoće pogodnim za zavarivanje,
- Sve veća primena zavarivanja kao glavnog postupka izrade, što je zahtevalo čelike sa nižim sadržajem ugljenika (C) i boljom zavarljivošću,
- Mogućnost povećanja čvrstoće uz relativno niske troškove dodatkom mikrolegirajućih elemenata (npr. niobijum (Nb) i vanadijum (V)),
- Razvijena naučna i tehnološka osnova koja je omogućila praktičnu primenu ovih čelika.

Dalja istraživanja su pokazala da oblik i raspored uključaka imaju veliki uticaj na mehaničke osobine. Uvođenje uključaka (npr. retki zemni elementi, kalcijum (Ca)) omogućilo je poboljšanje žilavosti i smanjenje pojave lamelnog loma.

Tokom ovog perioda pojavili su se novi zahtevi u industriji, posebno u naftnoj i gasnoj, gde je bilo potrebno transportovati energente na velike udaljenosti kroz zahtevne uslove (npr. Aljaska, Sibir, Severna mora). To je dovelo do povećanja prečnika cevovoda i potrebe za čelicima veće čvrstoće, kako bi se smanjila debljina zidova cevi i troškovi zavarivanja.

Jedan od problema koji se javio bio je rizik od krtog loma. Zbog toga su razvijani čelici sa boljom poprečnom žilavošću i većom otpornošću na lom, što je postignuto kontrolom uključaka i mikrostrukture.

Razvijene su metode za smanjenje sadržaja nečistoća, posebno sumpora (S), kao i tehnike za kontrolu oblika uključaka. Time se postiže sferni oblik sulfida umesto izduženog, što značajno poboljšava žilavost i smanjuje pojavu lamelnog kidanja.

Razvijeni su i niskolegirani čelici visoke čvrstoće sa još većim vrednostima čvrstoće (preko 550 MPa), uz očuvanje dobre zavarljivosti. Veliki značaj imala je kontrola procesa valjanja i hlađenja, čime se postiže željena mikrostruktura bez dodatne toplotne obrade.

Uvođenjem kontrolisanog hlađenja i ubrzanog hlađenja, moglo se precizno upravljati temperaturom transformacije i direktno uticati na strukturu i osobine čelika. Ovi procesi su omogućili dodatno usitnjavanje zrna i poboljšanje mehaničkih svojstava.

U razvoju mikrolegiranih čelika značajnu ulogu su imale promene u tehnologiji proizvodnje, koje su usmerene na smanjenje troškova i poboljšanje kvaliteta.

Razvoj mikrolegiranih čelika na dalje uključuje optimizaciju sastava i procesa sa ciljem kontrole transformacije i mikrostrukture. Posebno je značajna kontrola hlađenja koja sledi nakon valjanja.

Nešto kasnije počelo se sa legiranjem čelika koji imaju povećan sadržaj ugljenika (C), a koji se koriste za proizvodnju otkivaka.

Kod takvih čelika dodavanjem vanadijuma (V) postigla se visoka čvrstoća i nije postojala potreba za kaljenjem i popuštanjem, što je značajno smanjilo troškove proizvodnje. Primećeno je da se kod otkivaka smanjuje žilavosti kao posledica pojave grubih zrna.

Dodatkom titana (Ti), koji formira titan-nitride, sprečava se rast zrna tokom zagrevanja.

Karbidi i nitridi titana formiraju stabilne čestice koje omogućavaju dobijanje fine mikrostrukture, pa čak i pri visokim temperaturama. Kontrolisanjem sadržaja titana (Ti), sprečava se rast zrna, čak i kod delova koji nisu značajno deformisani pa i oni mogu imati sitnozrnu strukturu i poboljšana mehanička svojstva.

Sredinom 1980-ih dalji razvoj mikrolegiranih čelika bio je usmeren na proizvodnju čelika visoke čvrstoće sa poboljšanom sposobnošću hladnog oblikovanja, tanki limovi i trake.

Kasnije su razvijeni čelici sa vrlo niskim sadržajem ugljenika (C) (manje od 0,05%) što je omogućilo napredak tehnologije mikrolegiranja i žilavosti [1.2, 2,9]

U razvoju mikrolegiranih čeliku bitnu ulogu su imale promene koje su se desile u tehnologiji proizvodnje čelika, i to prvenstveno one koje su usmerene na poboljšanje kvaliteta i smanjenje troškova.

Evolucija mikrolegiranih čelika, kao u samoj proizvodnji tako i u primeni, rezultat je konstantnog razvoja tehnologije, sofisticirane opreme i postupaka za proizvodnju čelika, livenje, toplo oblikovanje i naknadnu obradu, kao i istrajnosti korisnika u želji da savlada projektovanje, oblikovanje i izrada konstrukcija od ovog tipa čelika. [2.10]

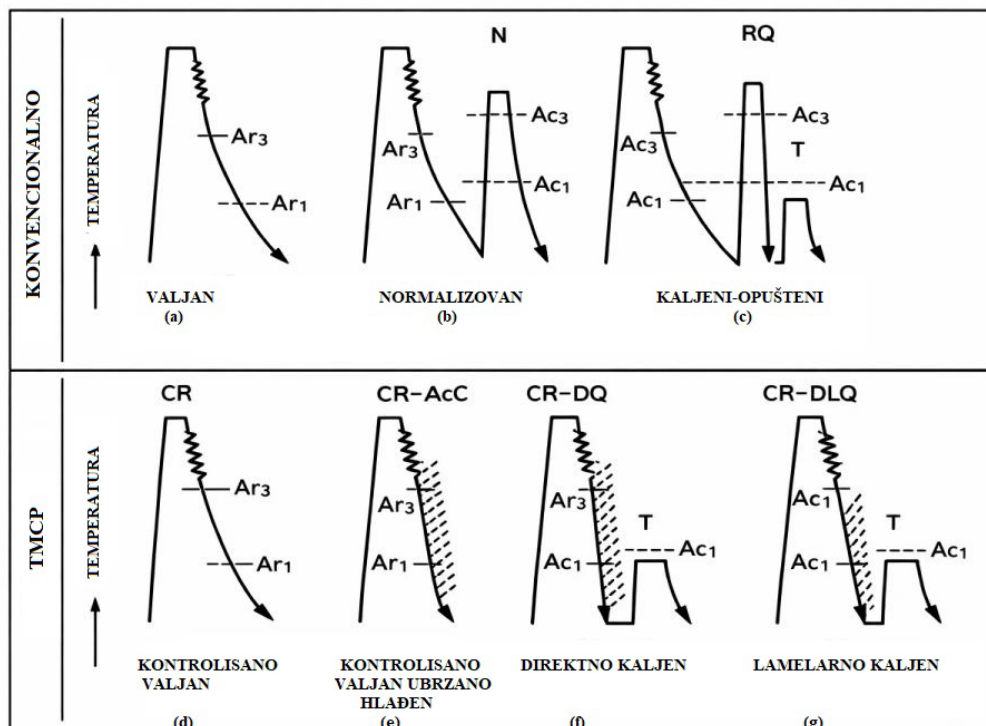
Krajnji rezultat je očigledan, čelici su postali široko prihvaćeni u mnogim primenama i u potpunosti dominiraju tržištem.

2.1.4. Postupci izrade mikrolegiranih čelika

Mikrolegirani čelici proizvode se prema sledećoj podeli, sl. 2.1: [2.11]

1. **Klasično**(Konvencionalno) i ono može biti:
 - a) Valjanjem (*As Rolled* -AR)
 - b) Normalizacijom (*Normalized*-N)
 - c) Kaljenjem (*Reaheat-Quenched-Tempered*-RQ-T)

2. **Termodinamičkim kontrolisanim valjanjem** (*Thermo-Mechanical Control Process-TMCP*)
 - d) Kontrolisano valjani (*Controlled Rolled-CR*)
 - e) Ubrzano hlađeni (*Accelerated Cooled- CR AcC*)
 - f) Direktno kaljeni (*Direct Quenched-Tempered-CR-DQ*)
 - g) Lamelarno kaljeni (*Lamellar Quenched-CR-DLQ*)



Slika 2.1: Karakteristike temperaturnog režima u procesu toplog valjanja mikrolegiranih čelika [2.11]

Čelici koji se dobiju postupkom normalizacije, sl. 2.1.(b) godinama imaju široku upotrebu. Kod njih se valjanje izvodi na temperaturi koja je veća od temperature transformacije, A_{r3} u cilju iskorišćenja velike plastičnosti austenita. Da bi došlo do usitnjavanja zrna, usled male količine ugljenika(C), dodaje se mangan (Mn) koji dovodi do pada transformacione temperature austenita. Kako bi se zadovoljila potreba za čelicima koji imaju veći napon tečenja i nisku prelaznu temperaturu krtosti mora da dođe do usitnjavanja zrna, a to se postiže tako što se dodaje mala količina legirajućih elemenata (vanadijum (V), molibden (Mo) ili titanijum(Ti)) koji će formirati karbide i nitride. [2.12] Najčešće se dodaje aluminiju (Al), koji formira aluminijum-nitrid (AlN) koji sprečava austenitno zrno da raste pa se dobijaju sitna zrna. Kod ovih čelika mikrostruktura je perlitno-feritna. Primenom kaljenja i opuštanja sl. 2.1. (c) dobijaju se čelici visoke čvrstoće.

Kontrolisano valjanje (CR – *controlled rolling*) razvijeno je 1970-ih godina, prvenstveno za proizvodnju ploča za cevovode. U procesu kontrolisanog valjanja, toplo valjanje se izvodi isključivo u temperaturnom području austenita, ispod temperature rekristalizacije, neposredno iznad temperature transformacije A_{r3} sl. 2.1. (d). Koncentrisano valjanje u ovom temperaturnom opsegu, koje je intenzivnije nego kod konvencionalnog valjanja čelika, omogućava značajno usitnjavanje mikrostrukture toplo valjanih ploča. Mikrolegirani elementi, kao što su molibden (Mo), niobijum (Nb), vanadijum (V) i titan (Ti), proširuju temperaturni opseg austenita. Zbog toga su ovi elementi od ključnog značaja za proces kontrolisanog valjanja, pri čemu se niobijum (Nb) najčešće koristi.

Odavno je poznato da brzina hlađenja tokom transformacije određuje metaluršku mikrostrukturu transformisanih čelika. Godine 1962. u Velikoj Britaniji uspešno je primenjeno ubrzano hlađenje na

linijama za toplo valjane trake Ova tehnologija predstavlja početni oblik ubrzanog hlađenja (*AcC-accelerated cooling*), koje se primenjuje neposredno nakon toplog valjanja. Kod čelika koji su dobijeni ubrzanim hlađenjem na liniji valjanja sl. 2.1. (e), upravo zbog tog hlađenja, povećava se čvrstoća čelika. Povećana čvrstoća usled hlađenja, smanjila je potrebu za dodavanjem legiranih elemenata koji se inače dodaju za ojačavanje. [2.11]

Kada se čelici sa visokim sadržajem mikrolegiranih elemenata podvrgnu kaljenju u valjaoničkoj liniji, mikrostruktura može biti jednofazno martenzita ili mešovite beinitno–martenzitne strukture. Ovaj postupak predstavlja direktno kaljenje (DQ – *direct quenching*), sl. 2.1. (f).

U poređenju sa konvencionalnim postupkom ponovnog zagrevanja i kaljenja, mehaničke osobine čelika dobijenih procesom direktnog kaljenja su poboljšane, iako je brzina hlađenja pri kaljenju ista u oba postupka. Ovo poboljšanje potiče od finije strukture martenzitnih letvica formiranih tokom transformacije u procesu direktnog kaljenja. [2.13, 2.14] Taložno ojačavanje elementima kao što su bakar (Cu), molibden (Mo), niobijum (Nb) i vanadijum (V) može se efikasno ostvariti u procesu direktnog kaljenja. Pri ovom postupku čelik se zadržava na višim temperaturama, što omogućava veći stepen rastvaranja legirajućih elemenata u čvrstom rastvoru. Tokom naknadnog popuštanja- T , ovi elementi se izdvajaju u vidu taloga, čime dodatno doprinose ojačanju čelika. [2.11]

Čelici sa niskom čvrstoćom tečenja sastoje od feritne i beinitne faze, koje nastaju direktnim kaljenjem iz dvofazne oblasti ferita i austenita (između temperatura transformacije A_{r3} i A_{r1}). Ovaj tip direktnog kaljenja naziva se lamelarno kaljenje (DLQ - *dual phase quenching*), sl. 2.1. (g). Kod čelika tokom zateznog ispitivanja prvo dolazi do tečenja mekše feritne faze, čime se snižava granica razvlačenja, dok tvrda beinitna faza pruža otpor duktilnom lomu i povećava zateznu čvrstoću. Na taj način se postiže niska čvrstoća tečenja.

Savremene tehnologije izrade čelika u procesu proizvodnje uključuju kontinuirano livenje tankih i okruglih što tanjih ploča. Elektrolučna peć predstavlja primarno postrojenje za topljenje metala, pri čemu se dalje operacije kao što su optimizacija hemijskog sastava, uklanjanje kiseonika, inženjering nemetalnih inkluzija i redukcija sadržaja gasova u čeliku odvijaju u vakuum komori sa argonom (Ar). Ovim postupkom se sadržaj vodonika (H_2) i kiseonika (O_2) smanjuje za 50%. Pored toga, dodatak uključaka uzrokuje promenu morfologije i raspored sulfida, silikata i oksida, pri čemu uključci poprimaju približno sferni oblik.

Uključci ne podležu izduživanju u pravcu valjanja, čime se smanjuje njihov uticaj na mehanička svojstva limova. Kao rezultat toga, postiže se poboljšana zavarljivost i povećana žilavost, naročito pri niskim temperaturama. [2.15]

Prema naponu tečenja razliku su sledeće tri grupe čelika

- Mikrolegirani čelici kod koji je napon tečenja do 550 MPa dobijen nakon normalizacije i valjanja;
- Mikrolegirani čelici kod koji je napon tečenja do 1500 MPa dobijen nakon poboljšanja;
- Čelici sa ultra visokom čvrstoćom kod koji je napon tečenja veći od 1500 MPa dobijen nakon termodinamičkog kontrolisanog valjanja.

Proces plastične deformacije bazira se na mehanizmima koji se realizuju kroz kretanje dislokacija po kristalografskim ravnima povoljnim za njihovo kretanje.

Shodno tome, dislokacije su te koje utiču na mehaničku otpornost materijala. Delovanjem različitih mehanizama, stvaraju se prepreke koje ograničavaju njihovo kretanje, najefikasnije su usitnjavanje zrna i taloženje [2.16]

Kod **Mehanizama očvršćavanja usitnjavanjem zrna** sitnozrna kristalna struktura ima povećanu granicu zrna. Kretanje dislokacija pod uticajem granice zrna, manifestuje se povećanjem napona

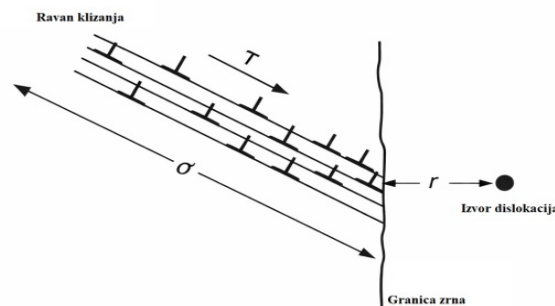
tečenja. *Hall-Petchova* jednačina, jednačina 2.1, prikazuje zavisnost granice tečenja od veličine zrna.[1.2, 2.16]

$$\sigma_y = \sigma_0 + k_y d^{-1/2} \quad 2.1$$

σ_y označava donju granica tečenja, σ_0 označava trenje (unutrašnji otpor rešetke), k_y je koeficijent ojačavanja a d označava veličinu zrna.

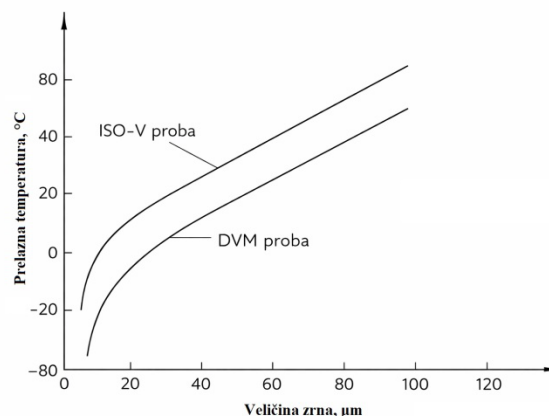
Teorijska osnova ove jednačine zasniva se na koncentraciji napona na vrhu nagomilavanja dislokacija, sl. 2.2. Granica zrna pruža otpor prvoj dislokaciji zbog diskontinuiteta klizne ravni i pravca klizanja pri čemu se dislokacija zaustavlja.

Elastična interakcija između uzastopnih dislokacija, izazvana rastućim spoljnim naponom, potiskuje prvu dislokaciju bliže granici zrna i tako povećava elastičnu deformaciju i napon u susednom zrnju.



Slika 2.2: Povećanje koncentracija na čelu nagomilanih dislokacija na granici zrna. [1.2]

Veličina zrna može uticati i na čvrstoću materijala ali manje nego što utiče na napon tečenja. Mehanizmom očvršćavanja zrna povećava se žilavost a smanjuje prelazna temperatura, sl. 2.3.



Slika 2.3: Zavisnost Prelazne temperature od veličine zrna [2.16]

U praksi se posebna pažnja posvećuje dobijanju fine austenitne mikrostrukture jer je ona ta koja nakon transformacije utiče direktno na veličinu feritnog zrna. Veličina austenitnog zrna može da se kontroliše tako što će se izdvajati sitni talozi unutar austenita koji su inače i prepreke rastu zrna. Tu Značajnu ulogu ima aluminijum (Al), jer formira aluminijum-nitrid-AlN, kao i mikrolegirajući elementi vanadijum (V), niobijum (Nb) i titanijum (Ti) sa svojim karbidima, karbonitridima i

nitridima. Takođe, prisustvo stabilnih čestica, poput titanijum-nitrida-TiN na granicama zrna, ograničava rekristalizaciju austenita tokom deformacije, čime se omogućava očuvanje fine mikrostrukture. [2.16]

Taložno ojačavanje granice tečenja, određeno je interakcijom dislokacija i taloga, koja se može objasniti putem dva osnovna mehanizma, proces taložnog ojačavanja (*Orowanov mehanizam*) i proces sečenja taloga. Pri tome su ključni veličina, zapreminski udeo i tvrdoća taloga. Kod čvrstih taloga dislokacije ne mogu da prodru kroz čestice, već se savijaju i kreću između njih, formirajući petlje. Napon potreban za njihovo zaobilazanje određen je Orowanovom relacijom:[1.2]

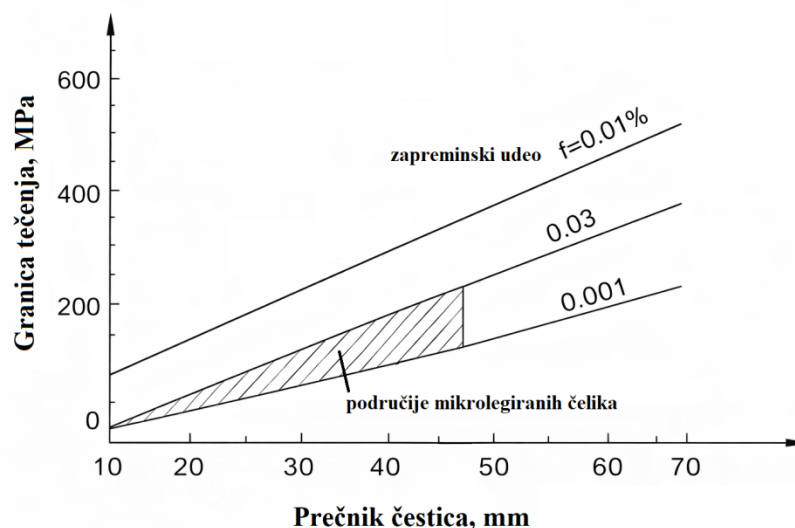
$$\tau = \frac{Gb}{L} \quad 2.2$$

gde je:

τ je kritični napon smicanja, G označava modul smicanja, b je Burgersov vektor a L predstavlja rastojanje između taloga.

Talozi dimenzija između 30–50 μm daju najveći efekat ojačavanja. Njihovim ukрупnjavanjem, odnosno koagulacijom, smanjuje se doprinos povećanju granice tečenja.

Pored veličine i međusobnog rastojanja čestica, važan faktor predstavlja i njihov zapreminski udeo, sl. 2.4. Optimalno ojačavanje ostvaruje se kada su veličina i raspored taloga takvi da dislokacije ne mogu da ih preseku. [2.16]



Slika 2.4: Povećanje napona tečenja usled mehanizma kretanja čestica različitih prečnika i obima [2.16]

2.1.5. Zavarljivost mikrolegiranih čelika

Termin *zavarljivost* nema univerzalno prihvaćeno značenje, a njegovo tumačenje značajno varira u zavisnosti od pojedinačnog stanovišta.

Američko društvo za zavarivanje (*American Welding Society*) definiše zavarljivost kao sposobnost metala da bude zavaren pod nametnutim uslovima izrade, u određenu, odgovarajuće projektovanu

konstrukciju, i da zadovoljavajuće funkcioniše u predviđenim radnim uslovima. Zavarene konstrukcije koje rade na različitim radnim uslovima zavise od izgleda konstrukcije, uključujući zavarene spojeve, osobina i karakteristika materijala.[2.17] Zadovoljavajući zavareni spoj treba da ima čvrstoću, plastičnost, žilavost i otpornost na koroziju uporedive sa osobinama osnovnog materijala, u opsegu radnih uslova kojima je spoj izložen. Veliki broj faktora utiče na zavarljivost.

Fizičke osobine materijala koje smanjuju zavarljivost:[2.17, 2.18]

1. viša temperatura topljenja – manja zavarljivost (npr. W),
2. niža temperatura isparavanja – manja zavarljivost (npr. Pb, Zn)
3. veća toplotna povodljivost – manja zavarljivost (potrebna je veća energija za savladavanje gubitaka toplote; npr. Cu, Ag, Au)
4. veće termičko širenje – manja zavarljivost zbog većih zaostalih napona i deformacija (npr. nerđajući čelici)

Metalurški faktori koji utiču na zavarljivost:

1. Materijali koji smrzavaju u većem temperaturnom opsegu skloni su pojavi pukotina pri očvršćavanju. Prisustvo nečistoća, kao što je sumpor (S), može dovesti do formiranja komponenata sa niskom temperaturom topljenja, što dodatno povećava sklonost ka nastanku pukotina tokom očvršćavanja.
2. Oksidacija na visokim temperaturama utiče na razlivanje rastopljenog metala i smanjuje zavarljivost. Primeri su nerđajući čelici i aluminijumske legure.
3. Rastvorljivost gasova u tečnom zavarenom spoju može da dovede do poroznosti.
4. Promena sastava faza u čvrstom stanju mogu dovesti do krtosti zavarenog spoja ili smanjenja otpornosti na koroziju. Čelici sa visokom prokaljivošću imaju povećan rizik od pojave vodonične krtosti)

Kad je reč o zavarljivosti mikrolegiranih čelika, istraživanja su bazirana na nastanku prslina kao i na njihovom sprečavanju.[2.1, 2.19]

Ovi čelici imaju značajnu prednosti u pogledu smanjenja mase konstrukcije i nosivosti, ali njihovo spajanje predstavlja specifične izazove u pogledu zavarljivosti. [2.20]

Kod mikrolegiranih čelika, glavni problemi je pojava vodonične krtosti, pojava hladnih pukotina usled formiranja krte mikrostrukture kao i lokalnu degradaciju mehaničkih karakteristika (npr. smanjenje čvrstoće ili žilavosti) u zoni uticaja toplote. Ove promene su posledica metalurških fenomena kao što su rast zrna, fazne transformacije i procesi taloženja, koji menjaju početnu mikrostrukturu a samim tim, mehaničke karakteristike materijala. [2.20-2.25]

Jedan od najboljih načina za procenu zavarljivosti čelika jeste preko primene ekvivalenta ugljenika C_{eq} , koji se može odrediti empirijski na sledeći način: [2.20]

$$C_{eq} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} \quad 2.3$$

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{40} + \frac{Ni}{20} + \frac{Cr}{10} + \frac{Mo}{10} \quad 2.4$$

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{16} - \frac{Ni}{50} + \frac{Cr}{23} + \frac{Mo}{7} + \frac{Nb}{8} + \frac{V}{9} \quad 2.5$$

Krtost kao posledica transformacije, određuje se prema Ito- Bessio jednačini:

$$C_{eq} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{15} + \frac{Cu}{20} + 5B \quad 2.6$$

Jednačine za C_{eq} objedinjuju uticaje ugljenika (C) i različitih legirajućih elemenata u jedan empirijski parametar koji je u korelaciji sa prokaljivošću čelika. Osnovna pretpostavka je da viša vrednost C_{eq} , koja proizlazi iz povećanog sadržaja ugljenika ili legirajućih elemenata, povećava sklonost ka formiranju tvrdih i krutih mikrostruktura tokom hlađenja u zoni uticaja toplote, čime se povećava mogućnost ka nastanku pukotina, naročito u prisustvu vodonika iz procesa zavarivanja. [2.26]

Vrednosti za C_{eq} :

- Normalizovani čelici – C_{eq} :0.38-0.43%;
- Kontrolisano hlađeni čelici – C_{eq} :0.34-0.40%;
- Ubrzano hlađeni čelici – C_{eq} :0.30-0.36%.

Prema klasifikaciji koju je dalo Društvo za zavarivanje (*Institute of Welding*) vrednosti C_{eq} manje od 0,45% ukazuje na dobru zavarljivost, dok vrednosti veće od 0,60% ukazuju na lošu zavarljivost i zahtevniji proces zavarivanja.

Za mikrolegirane čelike formula koju su predložili *Ito* i *Bessyo*, jednačina 2.7. daje veći Značaj legiranim elementima i preporučuju se za savremene cevovodne ili TMCP čelike.[2.27]

Yurioka i saradnici predložili su fleksibilniji pristup C_{eq} formuli, jednačina 2.7., kod koje legirani elementi zavise od osnovnog sadržaja ugljenika.

Napredni modeli nastoje da uključe i vreme hlađenja u dinamičke formule ekvivalenta ugljenika, pri čemu se koeficijenti legiranih elemenata prilagođavaju brzini hlađenja zavarenog spoja, kako bi se preciznije predvidela tvrdoća u zoni uticaja toplote [2.28, 2.29]

$$C_{eq} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{5} + \frac{Nb}{5} + 5B \quad 2.7$$

Iako se C_{eq} formule razlikuju u načinu vrednovanja legiranih elemenata, sve imaju isti cilj, da omoguće donošenje praktičnih odluka u zavarivanju, kao što su potrebe za predgrevanjem, kontrola temperature međuprolaza kao i izbor optimalnog unosa toplote. Pored toga, ekvivalent ugljenika C_{eq} se koristi i kao parametar kontrole kvaliteta. [2.30, 2.31]

2.2 Ponašanje zavarenih spojeva posuda pod pritiskom na različitim radnim temperaturama

Na ponašanje materijala kod čeličnih konstrukcija eksploatacioni uslovi imaju značajan uticaj. Posebno se izdvaja radna temperatura, koja menja mehaničke karakteristike čelika i dovodi u pitanje pouzdanost konstrukcije tokom rada. Situacija je dodatno složena kod zavarenih konstrukcija, gde je, pored osnovnog materijala, potrebno analizirati i zavareni spoj zajedno sa zonom uticaja toplote, u kojoj su usled termičkog ciklusa zavarivanja već nastale promene u mikrostrukturi i svojstvima materijala. [2.33] Temperatura predstavlja ključni faktor pri zavarivanju, jer ima uticaj na mikrostrukturu, sprečava pojavu pukotina i obezbeđuje integriteta konstrukcije.

Precizna kontrola temperature predgrevanja i temperature naknadne termičke obrade nakon zavarivanja, omogućava upravljanje zaostalim naponima, smanjenje sklonosti ka krtom lomu, poboljšava žilavosti i sprečavanje prevremenog otkaza tokom eksploatacije

Postoji više razloga za primenu zavarenih konstrukcija i savremenih pristupa projektovanju, pri čemu se kao dva osnovna izdvajaju: mogućnost efikasnijeg iskorišćenja materijala, što doprinosi

optimizaciji mase i troškova i povećana brzina izrade i montaže, kojom se skraćuju proizvodni rokovi i omogućava veća fleksibilnost industrijskih sistema u odgovoru na dinamične zahteve tržišta.[2.34]

Zašto je zavareni spoj superiorni u odnosu na osnovni metal? Zavareni spoj predstavlja jednodelnu konstrukciju, dok za razliku od njega, ostali načini spajanja elemenata zasnivaju se na mehaničkim preklopnim vezama. Pravilno izveden zavareni spoj može imati veću čvrstoću od osnovnog materijala. Formiranjem zavarenog spoja dobija se kruta konstrukcija, za razliku od ne krutih sistema karakterističnih za mehaničke spojeve. Takođe, zavareni spojevi pokazuju povoljnije ponašanje pri zamornim i udarnim opterećenjima i intenzivnim vibracijama.[2.34]

Mehaničke osobine materijala u značajnoj meri zavise od temperature, što predstavlja jednu od njegovih fundamentalnih karakteristika.

2.2.1. Ponašanje materijala na niskim temperaturama

Važeće zakonitosti koje se primenjuju a važe za skoro sve metale i legure jeste da se sa snižavanjem temperature povećavaju karakteristike čvrstoće (zatezna čvrstoća, granica tečenja i dinamička čvrstoća) dok se karakteristike plastičnosti snižavaju (udarna žilavost)

Ne postoji teorija koja može da objasni promenu karakteristika metala sa promenom temperature ali može da se oslanja na faktore koji utiču na tu promenu: [2.35]

- Vrsta kristalne rešetke,
- Hemijski sastav;
- Parametri metalurške proizvodnje;
- Toplotna obrada;
- Uslovi mehaničkog opterećenja i koncentracije napona

Sa smanjenjem temperature primećene su sledeće promene: porast zatezne čvrstoće R_m , granice tečenja R_{eH} ili $R_{p0,2}$ i granice elastičnosti R_e . Do temperatura od $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$ taj rast je sporiji, dok je na nižim temperaturama dosta brži. Jungov modul elastičnosti E kao i tvrdoća povećavaju se sa promenom temperature.

Kada temperatura opada smanjuje se udarna žilavost K_V kao i relativno suženje poprečnog preseka Ψ , dok je promena relativnog izduženja ε u početku manja da bi na određenoj temperaturi naglo pala. [2.35]

Veličina zrna ima značajnu ulogu u ponašanju čelika, fino zrna čelici su žilaviji u odnosu na krupnozrna i na niskim tako i na visokim temperaturama. Primena kaljenja uz naknadno visoko otpuštanje omogućava dobijanje fino dispergovane perlitne strukture. Primena aluminijuma (Al) kao sredstva za umirivanje čelika dovodi do formiranja sitnozrne mikrostrukture, čime se obezbeđuju dobra zavarljivost, povećana otpornost na starenje i poboljšana žilavost pri sniženim temperaturama. Uvođenje nikla (Ni) i titanijuma (Ti), uz manje sadržaje mangana (Mn), hroma (Cr) i molibdena (Mo), pored aluminijuma (Al), značajno unapređuje potencijal čelika za postizanje željenih svojstava primenom termičke obrade. Ni izlaganje niskim temperaturama, niti broj temperaturnih ciklusa, ne utiču bitno na mehaničke karakteristike čelika.

Povećanje temperature dovodi do promena mehaničkih svojstava zavarenog spoja, koje su po svom karakteru slične promenama u osnovnom materijalu. Mikrolegirani čelici ispoljavaju smanjenu žilavost i. predstavljaju mesta koncentracije napona.

2.2.2. Uticaj povećanja temperature na mehaničke karakteristike

Porast temperature značajno utiče na mehaničke karakteristike metala, uključujući čvrstoću i plastičnost. U okviru određenog temperaturnog opsega, uslovljenog vrstom metala, ova svojstva mogu se određivati konvencionalnim metodama kratkotrajnog ispitivanja. Međutim, pri višim temperaturama (iznad 400°C za čelike), pojedine karakteristike, kao što su granica proporcionalnosti i granica tečenja gube fizičku jasnoću, budući da zavise ne samo od temperature već i od vremena izlaganja. Porast temperature uslovljava inicijalno povećanje zatezne čvrstoće R_m kod čelika, sa maksimumom u intervalu od 250 do 300°C, gde prelazi vrednost na sobnoj temperaturi za oko 20 –25%. Daljim povećanjem temperature dolazi do izraženog smanjenja čvrstoće. Sa porastom temperature, granica tečenja σ_t se u početku neznatno povećava, pri čemu maksimalnu vrednost dostiže oko 200°C.

Sa opadanjem granice tečenja dolazi i do smanjenja plastične deformacije razvlačenja $\Delta\epsilon_t$ na granici tečenja, koja pri određenim temperaturama može u potpunosti nestati. Istovremeno, granica proporcionalnosti R_p i Jungov modul elastičnosti E kontinuirano opadaju, pri čemu je intenzitet ovog opadanja izraženiji sa daljim porastom temperature. Odnos granice tečenja i zatezne čvrstoće (σ_t/σ_m) takođe pokazuje trend smanjenja i na temperaturi od 400°C iznosi približno 0,35–0,40.

Granica zamora σ_z menja se sa temperaturom na način sličan zateznoj čvrstoći, usled čega njihov međusobni odnos (σ_m/σ_z) ostaje približno konstantan. Koeficijent poprečne deformacije (Poissonov koeficijent) $\mu = \epsilon_p/\epsilon$ u početku raste neznatno, dok sa daljim porastom temperature njegovo povećanje postaje izraženije.

Karakteristike plastičnosti, iznažene kroz relativno izduženje i relativno suženje poprečnog preseka sa porastom temperature u početnoj fazi opadaju i dostižu minimalne vrednosti u temperaturnom intervalu od približno 250°C do 350°C. Ovakvo smanjenje plastičnosti poznato je kao pojava „krtosti na plavom usijanju“ kod ugljeničnih čelika. Povećana krtost se takođe uočava i u opsegu od 900 do 1000°C, poznata kao „krtost na crvenom usijanju“, ali je njen značaj u inženjerskoj praksi manji, s obzirom na to da se javlja na znatno višim temperaturama od uobičajnih radnih uslova. [2.35]

Kod zavarenih konstrukcija najveći broj problema javlja se u zavarenim spojevima ili u njihovoj neposrednoj okolini. Iz tog razloga, neophodno je ispitivanje svojstava zavarenih spojeva, uključujući ispitivanje zatezanjem, udarnu žilavost i tvrdoću. Ova ispitivanja omogućavaju sveobuhvatno sagledavanje ponašanja zavarenih spojeva čelika i njihovih karakteristika, koje se zatim upoređuju sa međunarodnim standardima u oblasti elektrolučnog zavarivanja.

Mehanička svojstva materijala variraju sa promenom radne temperature, što može dovesti do pojave loma u zavarenim čeličnim konstrukcijama. Zbog toga je od posebnog značaja utvrditi temperaturu pri kojoj dolazi do pojave krtog loma [2.36, 2.37].

Pored toga, u zavarenim spojevima javljaju se zaostali naponi i deformacije, dok radna temperatura dodatno utiče na vek trajanja konstrukcije. Od ključnog je značaja pravilno definisati i razumeti parametre zavarivanja, kao što je unos toplote, što se može verifikovati eksperimentalnim putem [2.38]. Ovi faktori uslovlili su razvoj novih materijala unapređenjem postojećih, kao i primenu različitih postupaka ojačavanja, uključujući termičku obradu nakon zavarivanja [2.39].

Za procenu ponašanja zavarenih spojeva u konstrukcijama sprovodi se niz ispitivanja.

Jedno od njih je zatezno ispitivanje, kojim se proverava trajnost konstrukcije i predviđaju promene koje mogu nastati u materijalu usled temperaturnih promena tokom eksploatacije. Ove promene direktno utiču na radni vek konstrukcije.

2.2.3. Uticaj hemijskog sastava na MŠ

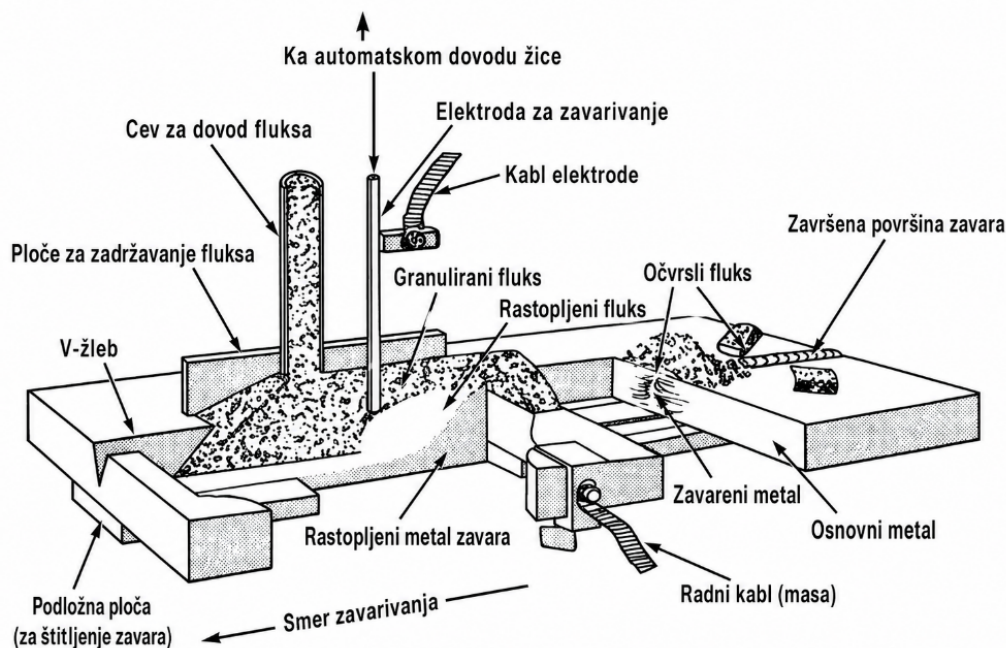
Poboljšanje mehaničkih svojstava metala šava postiže se dodatkom legiranih elemenata, prvenstveno mangana (Mn), hroma (Cr), nikla (Ni) i molibdena (Mo). Istovremeno, silicijum (Si), titanijum (Ti), aluminijum (Al) i cirkonijum (Zn) imaju ulogu dezoksikatora i denitrifikatora, odnosno doprinose smanjenju sadržaja kiseonika (O₂) i azota (N) u metalu šava, čime se unapređuje njegova mikrostruktura i kvalitet. Pored legiranih elemenata koji se ciljano dodaju metalu šava, u njegov sastav ulaze i elementi prisutni u obliku nečistoća. Ukupan hemijski sastav, koji obuhvata i legirane elemente i nečistoće, značajno utiče na mikrostrukturu, mehaničke osobine i ponašanje zavarenog spoja.

Ugljenik (C) je u austenitu prisutan u rastvorenom atomskom stanju i ima ključnu ulogu u procesima faznih transformacija. Feritni i perlitni preobražaji austenita zasnivaju se na difuziji ugljenika (C), dok se beinitna i martenzitna transformacija odvijaju bez njegovog difuzionog kretanja. Kod metala šava najpovoljnija kombinacija mikrostrukturnih i mehaničkih svojstava postiže se pri sadržaju ugljenika (C) od oko 0,06%. Jedna od najvažnijih funkcija **mangana (Mn)** u metalu šava odnosi se na njegov uticaj na kinetiku faznih preobražaja. Takođe ograničava rast primarnog ferita i pomera transformacije ka nižim temperaturama, omogućavajući dostizanje stepena pothlađenja pri kojem formiranje acikularnog ferita postaje termodinamički i energetski povoljno. Mangan (Mn) u metalu šava ima važnu ulogu u neutralisanju štetnog dejstva sumpora (S), vezujući ga u obliku sulfida. Za zavarene spojeve niskolegiranih čelika optimalan sadržaj mangana (Mn) iznosi približno 1,5 %, dok veće koncentracije, iznad 1,6 %, pogoduju formiranju gornjeg beinita i smanjenju količine igličastog ferita, što može nepovoljno uticati na žilavost metala šava. **Molibden (Mo)** koji se doda metalu šava utiče na promenu kinetike faznih transformacija tako što snižava temperaturu prelaska između ferita i austenita ($\alpha \rightarrow \gamma$), povećava prokaljivost i doprinosi usitnjavanju primarne strukture. Njegovo prisustvo podstiče formiranje veće količine acikularnog ferita, dok istovremeno značajno smanjuje pojavu gornjeg beinita. Kao rezultat, u strukturi metala šava ostaju samo tanke pločice primarnog ferita raspoređene unutar matrice. **Nikl (Ni)** ima značajnu ulogu u formiranju igličastog ferita, za razliku od većine drugih legiranih elemenata. Prisustvo nikla (Ni) u čvrstom rastvoru povećava otpornost metala šava na krti lom, čime doprinosi poboljšanju njegove žilavosti. Zbog povoljnog uticaja na mikrostrukturu i mehanička svojstva, nikl (Ni) se često koristi kao legirani element u metalu šava. Dodatak **silicijuma (Si)** smanjuje žilavost jer njegovim dodatkom u materijalu dolazi do formiranja pločastog ferita i povećava se žilavost. Prisustvo **hroma (Cr)** povećava napon tečenja jer olakšava prelaz iz acikularnog ferita u ferit.

Dodatkom **fosfora (P)** dolazi do smanjenja žilavosti usled segregacije. Čelici koji su ojačani **bakrom (Cu)** pokazuju veoma dobre osobine i sa povećanjem koncentracije bakra (Cu) povećava se i tvrdoća materijala ali usled beinitne strukture nema uticaja na žilavost. Razvojem tehnologije proizvodnje sadržaj **sumpora (S)** u mikrolegiranim čelicima se smanjio na ispod 0,015% i dobijene su mnogo bolje mehaničke osobine. [2.1, 2.33]

2.2.4 Elektrolučno zavarivanje pod praškom - EPP postupak

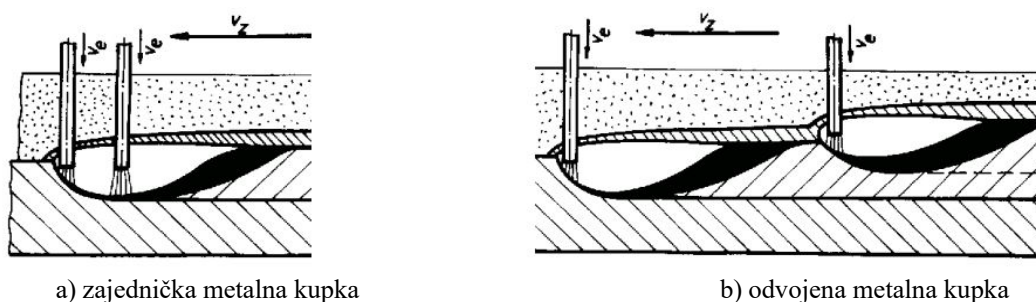
Kod elektrolučnog zavarivanja pod praškom (EPP postupka) topljenjem pa zatim očvršćavanjem osnovnog i dodatnog materijala, koji je pod slojem zaštitnog praška, formira se zavareni spoj, sl 2.5. Ono što ovaj postupak čini drugačijim od ostalih jeste upotreba zaštitnog praška, zrnastog topljivog materijala koji prekriva električni luk, osnovni i dodatni metal, kao i formirani metal šava, štiteći ih od štetnog uticaja atmosfere tokom zavarivanja. Prašak predstavlja jedan od najvažnijih elemenata EPP postupka, jer obezbeđuje visoku produktivnost procesa i doprinosi ostvarivanju kvalitetnih zavarenih spojeva.[2.40]



Slika 2.5.: Elektrolučno zavarivanje pod praškom [2.40]

2.2.4.1. Osnovni princip

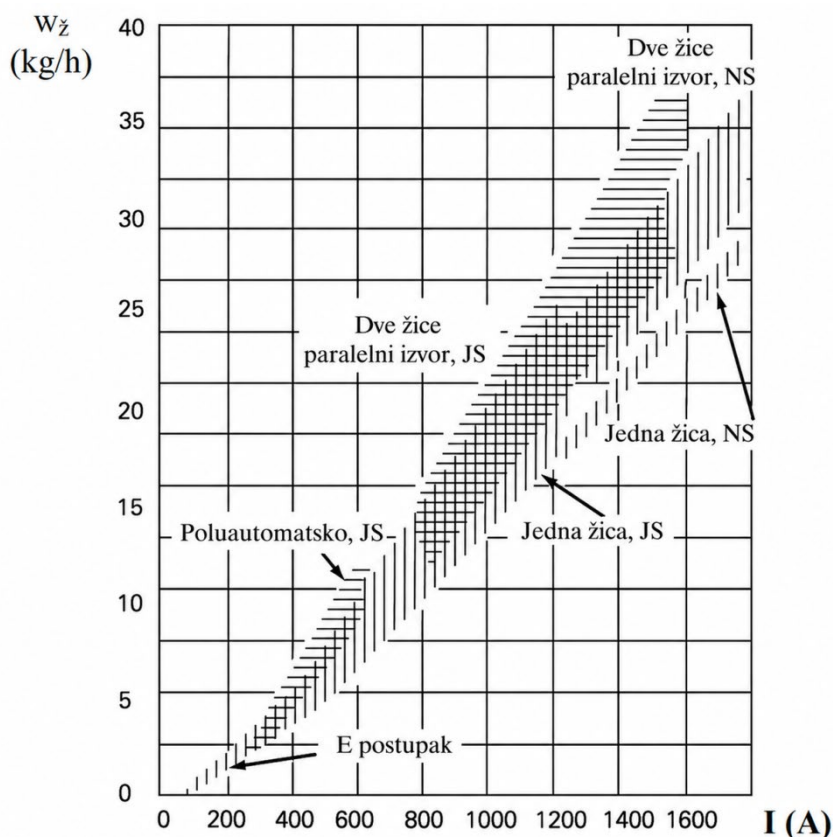
Električni luk se postavi između elektrodne žice i osnovnog metala u žlebu koji je prethodno ispunjen zaštitnim praškom. Tokom procesa, električni luk istovremeno topi osnovni metal, dodatni materijal i deo praška. Istopljeni prašak izlazi na površinu rastopljenog metala, gde nakon očvršćavanja formira sloj troske. Prašak koji se nije istopio ima ulogu toplotnog izolatora i štiti električni luk i metalnu kupku od uticaja okolnog vazduha. Nakon zavarivanja, neiskorišćeni prašak može se prikupiti i ponovo upotrebiti. Troska dodatno doprinosi stabilnosti električnog luka smanjujući potencijal jonizacije, dok kroz hemijske reakcije sa rastopljenim metalom omogućava njegovo prečišćavanje i legiranje. Zahvaljujući ovim funkcijama praška i troske, postupak zavarivanja pod praškom odlikuje se visokom produktivnošću, jer omogućava primenu velikih jačina struje i postizanje visokih brzina topljenja elektrodne žice. Elektrodna žica se najčešće isporučuje namotana na kalem sa kojeg se tokom zavarivanja automatski odmotava, dok se istovremeno pomera u pravcu izvođenja zavora. Jedna od značajnih prednosti EPP postupka jeste mogućnost istovremene primene više elektrodnih žica, čime se postiže veoma visoka produktivnost. Zavarivanje sa dve žice se može kombinovati sa metalnom kupkom, pri čemu dolazi do kristalizacije metala šava i intenzivnijeg hlađenja sl.2.6.a, ili sa odvojenom metalnom kupkom, koje karakteriše sporije hlađenje i drugačiji tok očvršćavanja metala šava, sl.2.6.b



Slika 2.6.: Zavarivanja sa dve elektrodne žice[2.40]

Kombinacije sa više žica se ne primenjuju samo radi povećanja produktivnosti zavarivanja, već i zbog postizanja željenih geometrijskih karakteristika metala šava. Odabirom odgovarajućeg rasporeda i broja žica moguće je dobiti veću dubinu uvarivanja kod zavarivanja debljih spojeva, dok se kod navarivanja teži manjoj dubini i većoj širini navara.

Zavisnost jačine struje od prečnika elektrode pri različitim varijantama izvora struje, sl.2.7., pokazuje da je produktivnost EPP postupka veća, naročito kada se koristi kombinacija sa dve žice. Žlebovi su pravougaoni ili V oblika. Kod ovog postupka udeo osnovnog metala u metalu šava je veći nego kod E ili MAG postupka. Kad se radi jednoprolazno zavarivanje struktura metala šava je često stubičasta ali i tada pokazuje dobre mehaničke osobine. Kada se radi više prolazno zavarivanje mnogo je veći uticaj dodatnog metala i praška a zavari imaju finiju strukturu i manje zaostalih napona.



Slika 2.7.: Područje primene EPP i E zavarivanja [2.40]

Kod EPP postupka postoji tri načina zavarivanja:

- poluautomatski – koristi se ručni pištolj za zavarivanje kroz koji se uvodi žica i prašak. Koristi se kada su u pitanju manje elektrodne žice i manja brzina zavarivanja.
- automatski – zavarivanje je potpuno automatski i ne postoji mogućnost intervencije zavarivača. Primjenjuje se kada su u pitanju velikoserijske proizvodnje.
- mehanizovano – zavarivanje kod kog zavarivač ima potpunu kontrolu, on podešava parametre i pušta mašinu u rad.

Koji god postupak da se izabere položaj zavarivanja je horizontalan i tokom rada koriste se pomoćni uređaji: okretaljke, prevrtaljke i manipulatori.

Kada se bira način EPP zavarivanja mora da se vodi računa o:

- potrebnoj proizvodnji,

- dužini i debljini spoja,
- pristupačnosti spoja,
- dodatnim uređajima i alatima,
- kvalitetu i izgledu spoja.

2.3 Ocena integriteta i procena preostalog veka zavarenih posuda pod pritiskom

Zavarene konstrukcije koje su izrađene od čelika u većini slučajeva predstavljaju značajne i odgovorne tehničke sisteme, čiji se integritet i radni vek moraju sagledavati sa više aspekata. Uslovi kojima je konstrukcija izložena, značajno utiču na njen integritet i radni vek, zbog čega se određivanje radnog eksploatacionog veka nameće kao nešto nužno. Eksploatacione uslove čine parametri koji deluju na konstrukciju tako što imaju direktni ili indirektni uticaj na tri osnovne karakteristike: pouzdanost, bezbednost i trajnost. [2.41, 2.42]

Uzroci otkaza konstrukcija mogu se podeliti u četiri grupe: [2.42]

- greške koje su nastale tokom samog projektovanja;
- greške nastale tokom proizvodnje i/ili montaže;
- greške usled odstupanja od eksploatacionih uslova;
- kao i greške koje nastaju kao posledica slučajnih okolnosti.

Poznato je da posledice otkaza posuda pod pritiskom mogu biti izuzetno ozbiljne, čak i katastrofalne. To je osnovni razlog da se posude pod pritiskom svrstavaju u kritične komponente i da se kao takve tretiraju. Sa druge strane, učestalost otkaza posuda pod pritiskom je veoma niska i najčešće je povezana sa zavarenim spojevima, kao mestima najosetljivijim na inicijaciju i razvoj prslina. [2.43, 2.44]

Sprečavanje otkaza zavarenih konstrukcija usled degradacije materijala, koja nastaje promenom njegovih fizičkih i hemijskih osobina tokom dugotrajne eksploatacije, kao i usled povećanja grešaka iznad dozvoljenog nivoa, može se postići sistematskim i kontinuiranim praćenjem svojstava materijala, kao i pojave i razvoja grešaka u osnovnom materijalu i u zavarenim spojevima. [2.45]

U praksi, otkaz zavarenih konstrukcija nastaje usled zamora materijala. Istraživanja i analize uticaja eksploatacionih uslova na ponašanje osnovnog materijala i komponenata zavarenih spojeva, namenjenih za rad u uslovima promenljivog opterećenja, sve su prisutnija sa ciljem procene integriteta i preostalog veka konstrukcije, odnosno produženja njenog radnog veka.

2.3.1. Materijali i tehnologija izrade konstrukcija

Radni vek svih zavarenih konstrukcija uslovljen je izborom materijala, odgovarajućih svojstava i kvaliteta kao i pravilno odabranom i primenjenom tehnologijom izrade i zavarivanja. Kao polazna osnova za ocenu primenjivosti materijala u konstrukcijama uzimaju se karakteristike dobijene ispitivanjem na zatezanje, kao što su granica tečenja, zatezna čvrstoća, izduženje pri lomu i modul elastičnosti. Upravo ove karakteristike opisuju mehaničko ponašanje materijala i predstavljaju osnovu za dimenzionisanje konstrukcijskih elemenata.

Pored osnovnih karakteristika, neophodno je raspolagati i dodatnim podacima o ponašanju materijala dobijenim ispitivanjem udarne žilavosti, pri čemu se energija loma najčešće koristi za uporednu analizu pri izboru materijala. Da bi integritet konstrukcije ostao očuvan tokom projektnog radnog veka, pored izbora materijala, neophodno je uzeti u obzir i aktivnosti koje prethode njenom puštanju u rad, definisanje geometrije, kao i sam proces zavarivanja. Pri definisanju ovih aktivnosti od ključnog značaja je izbegavanje potencijalnih koncentracija napona, koje predstavljaju najpogodnija mesta za inicijaciju (a kasnije i rast) prslina.

Zavareni spoj, usled heterogenosti strukturnih, mehaničkih i eksploatacionih svojstava, kao i prisustva grešaka, uslovljava da su za bezbednost u eksploataciji zavarenih čeličnih konstrukcija od presudnog značaja mikromehaničke karakteristike koje opisuju inicijaciju i rast prslina pri promenljivom opterećenju. [2.46-2.48]

2.3.2 Uticaj prslina na zavarenu konstrukciju

Problemi koji se javljaju u konstrukciji tokom eksploatacije najčešće nastaju usled nedovoljne otpornosti materijala na inicijaciju i rast prslina, naročito u zavarenim spojevima. U rešavanju ovog problema primenjuje se mehanika loma, zasnovana na uporednoj analizi rasta prslina sa jedne strane i otpornosti materijala sa druge strane. Cilj mehanike loma je da smanji rizik od lomova konstrukcija koji često mogu imati katastrofalne posledice.

Ovaj pristup podrazumeva detekciju grešaka položaja u konstrukciji i određivanje njihovog uticaja na njen integritet, odnosno utvrđivanje trenutka kada ove greške premašuju granice propisane standardima i dovode do otkaza [2.49].

Primena mehanike loma zasniva se na određivanju odgovarajućih parametara (faktor intenziteta napona, otvaranje vrha prslina i J -integral), na osnovu kojih se procenjuje preostali radni vek konstrukcije. U svakom slučaju, parametri elastične ili elastično-plastične mehanike loma mogu se koristiti u analitičkom obliku ili se mogu odrediti eksperimentalnim i numeričkim metodama.

Imajući u vidu jednostavnost, kao jednu od osnovnih karakteristika, zasnovanog na riziku, analitičke metode imaju prednost, ali njihovu primenjivost treba proveriti naprednijim i preciznijim metodama. [2.50].

U zavisnosti od njihovog položaja i opterećenja koja deluju u njihovoj okolini, prslina mogu započeti rast i kada dostignu određenu dužinu, dovode do otkaza i loma konstrukcije. Zbog toga je od izuzetnog značaja praćenje njihovog ponašanja tokom eksploatacije, kao i sprečavanje njihovog nastanka odnosno održavanje njihovih dimenzija u dozvoljenim granicama koje prvenstveno zavise od uslova eksploatacije.

2.3.3. Prslina pod uticajem promenljivih opterećenja

Delovi konstrukcija i mašina tokom eksploatacije mogu biti izloženi promenljivim opterećenjima, kako po intenzitetu, tako i po pravcu delovanja. Usled dugotrajne izloženosti opterećenju dolazi do postepenog razaranja materijala, odnosno zamora, koji može dovesti do loma poznatog kao zamorni lom. Procene pokazuju da se čak 50–90% svih oštećenja konstrukcija u eksploataciji javlja upravo usled zamora materijala.

Zamor predstavlja postepeno degradiranje materijala do trenutka kada njegov poprečni presek više nije u stanju da prenese opterećenje, usled promena izazvanih cikličnim opterećenjem, čija se vrednost menja tokom vremena. U takvim uslovima, nakon dovoljnog broja ciklusa, može doći do loma konstrukcije pri naponima znatno nižim od granice tečenja.

Smatra se da se ukupni vek sastoji od perioda inicijacije prslina i perioda njenog rasta do konačnog loma. Imajući to u vidu, istraživanja su uglavnom usmerena na uspostavljanje nezavisnih procedura za opisivanje nastanka i rasta cikličnih prslina [2.51].

Znanje o rastu zamornih prslina omogućilo je da se sa dovoljnom pouzdanošću odredi preostali vek komponente sa prslinom, čime se može proceniti da li komponenta može bezbedno da funkcioniše do naredne inspekcije.

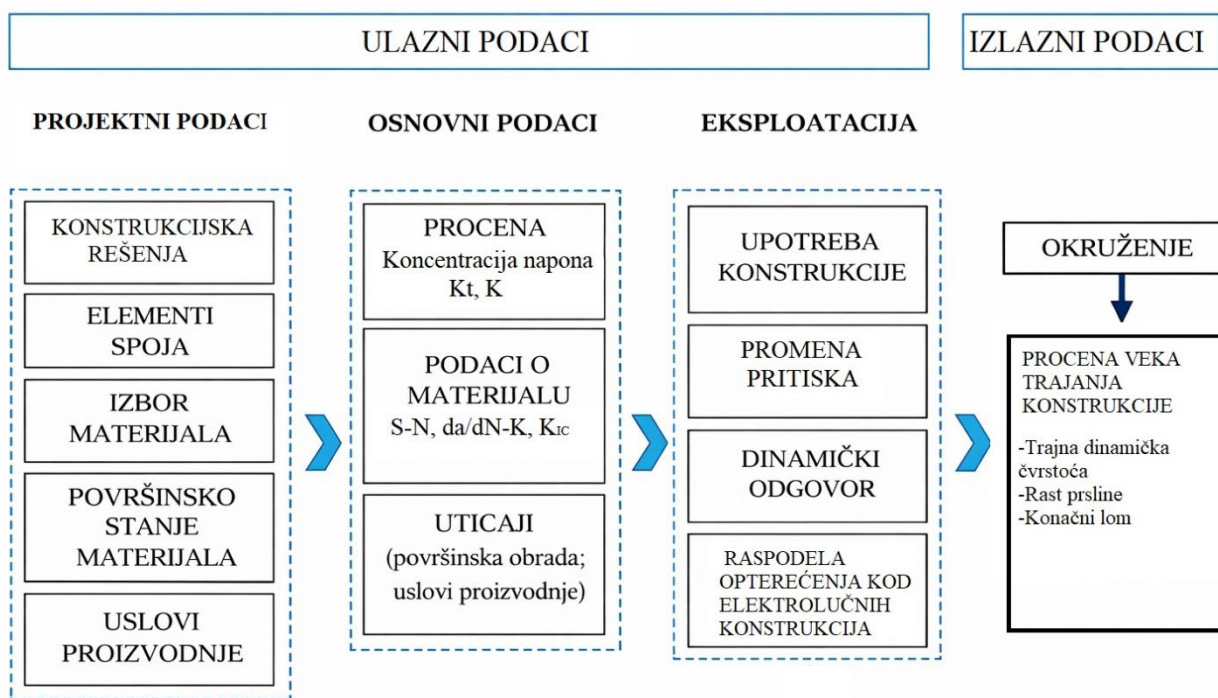
2.3.4. Integritet zavarenih konstrukcija

Integritet konstrukcija, odnosno njihova sposobnost da funkcionišu na pouzdan i bezbedan način u predviđenim uslovima eksploatacije, predstavlja izuzetno važan aspekt sa stanovišta sigurnosti.

Pojam procena strukturnog integriteta podrazumeva analizu postojećeg stanja konstrukcije, uključujući dijagnostiku njenog ponašanja i otkaza, uz procenu preostale nosivosti i radnog veka.

Na osnovu ulaznih podataka, koji se najčešće dobijaju eksperimentalnim putem, moguće je odrediti stvarno ponašanje konstrukcije tokom eksploatacije, proceniti njen radni vek, ali i utvrditi uzroke nepovoljnog ponašanja ili čak otkaza konstrukcije. Dalje se definišu parametri za izbor i donošenje odluka, čija realizacija doprinosi unapređenju konstrukcije i produženju njenog radnog veka [2.52]. Primena metoda analize otkaza i procena radnog veka zavarenih konstrukcija podrazumeva poznavanje mehanike loma, metoda ispitivanja napona i deformacija, kao i matematičkih i statističkih metoda za analizu i obradu podataka.

Uzimajući u obzir eksploatacione uslove, najčešće se proveravaju parametri koji karakterišu zavarenu konstrukciju i njene spojeve: zamorna čvrstoća, otpornost na krt lom i dugotrajna čvrstoća [2.53]. Procena radnog veka konstrukcija izloženih promenljivim opterećenjima neophodna je i za definisanje intervala kontrole u cilju otkrivanja i otklanjanja oštećenja nastalih tokom eksploatacije. Postupak određivanja zamornih karakteristika i procene radnog veka konstrukcije izložene promenljivom opterećenju prikazan je na sl. 2.8.



Slika 2.8: Metodologija za određivanje zamornih karakteristika i procenu radnog veka konstrukcija izloženih promenljivim opterećenjima [2.42]

Proces zamora i loma može se podeliti u tri vremenske faze:

- Faza formiranja mikroprrsline i njenog daljeg rasta do veličine tzv. inženjerske prsline. Ova veličina može predstavljati minimalnu dužinu prsline koja se može detektovati.
- Faza stabilnog rasta makroprrsline do trenutka kada dolazi do nestabilnosti pri dužini a_c

- Faza nestabilnog rasta i konačnog loma.

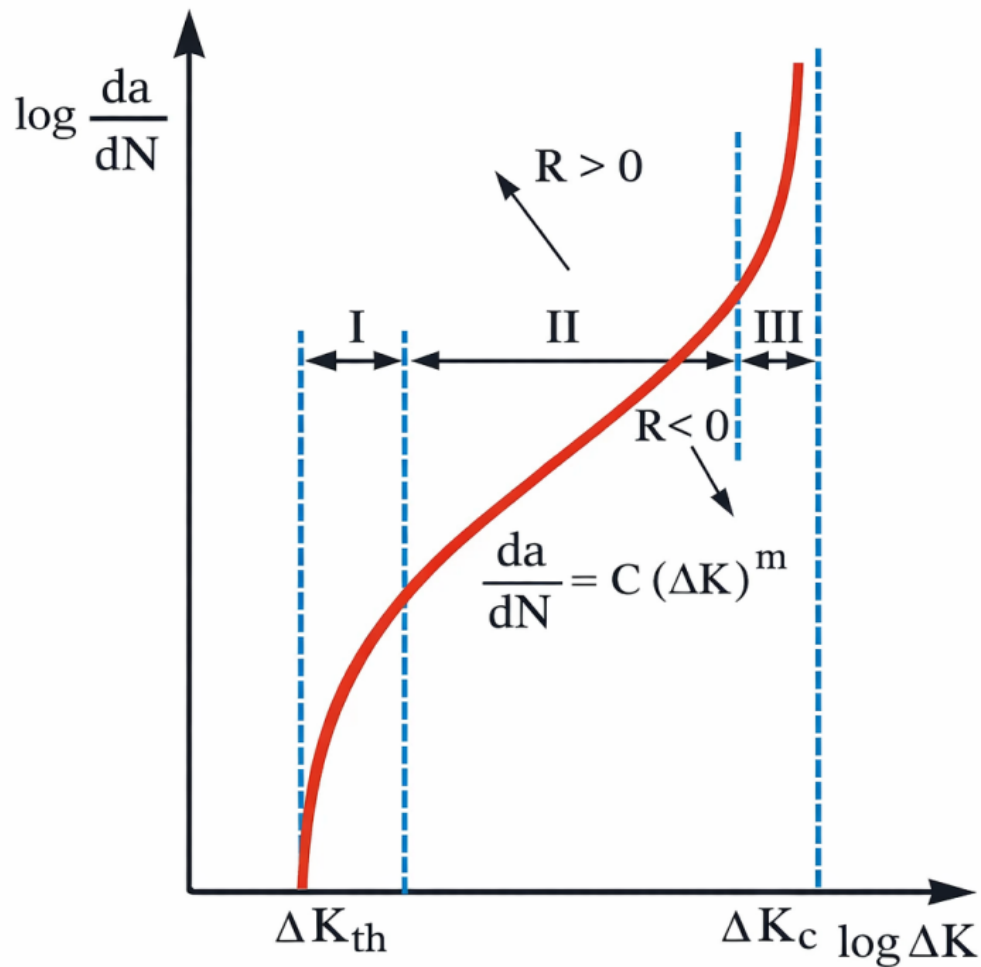
Iskustva stečena ispitivanjem avionskih konstrukcija pri simuliranim opterećenjima koja odgovaraju uslovima leta pokazala su da je vreme inicijacije prsline za većinu konstrukcijskih detalja relativno kratko, dok je radni vek konstrukcije u najvećoj meri određen vremenom potrebnim za rast prsline do loma, koje čini približno 95% ukupnog veka.

U cilju obezbeđenja sigurnosti zavarenih komponenti, neophodno je analizirati njihovo ponašanje pri dejstvu niskocikličnog zamora i u prisustvu grešaka tipa prsline kao i ponašanje pri dejstvu udarnih opterećenja na delove sa koncentradorima napona tipa zareza.

Analiza naponskog i deformacijskog stanja na vrhu rastuće zamorne prsline primenom linearno-elastične mehanike loma dovela je do formulacije Parisove jednačine, jednačina 2.8, koja predstavlja vezu između brzine rasta zamorne prsline ($\frac{da}{dN}$) i opsega faktora intenziteta napona (ΔK) na vrhu prsline [2.53].

Iako Parisova jednačina ne važi u celom opsegu, između malih vrednosti brzina rasta u blizini praga zamora (ΔK_{th} na sl. 2.9) i velikih vrednosti brzina rasta blizu kritične vrednosti (K_{Ic}) njen približno linearan deo, srednji deo krive, pokazao se kao najznačajniji sa praktičnog stanovišta. Istovremeno, omogućava jasno razlikovanje faze inicijacije i faze rasta zamorne prsline. Kod oštih koncentratora napona, u uslovima promenljivog opterećenja, nakon određenog broja ciklusa dolazi do inicijacije prsline, a njen rast nastupa ukoliko je prekoračen prag zamora ΔK_{th} .

S obzirom na to da konstrukcija, pod određenim uslovima, nije ugrožena sve dok prsline ne dostigne kritičnu veličinu, moguće je, na osnovu prethodnih analiza, dozvoliti eksploataciju konstrukcije sa postojećom prslinom tokom faze njenog rasta. Ključna informacija za donošenje odluke o daljoj eksploataciji konstrukcije jeste poznavanje brzine rasta prsline u zavisnosti od opterećenja kojem je izložena.



Slika 2.9.: Funkcionalna zavisnost brzine rasta zamornih prslina od opsega faktora intenziteta napona; $da/dN = f(\Delta K, R)$ [2.42]

Parisov zakon za određivanje brzine rasta prslina može se predstaviti u sledećem obliku:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad 2.8$$

A može se zapisati i u opštijem obliku:

$$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta a}{\Delta N} = f(K_{max} \text{ ili } \Delta K, R) \quad 2.9$$

Modeli za predviđanje zamornog veka pri promenljivoj amplitudi opterećenja razvijeni su od strane različitih istraživača.

Ovi modeli zasnovani su na usporavanju brzine rasta prslina usled preopterećenja i omogućavaju procenu zamornog veka za određene materijale i uslove opterećenja. Verovatnoća je matematički pojam definisan kao odnos broja događaja i broja mogućih događaja.

Međutim, takva definicija uzima u obzir samo statistiku, dok izostaje mnogo važniji faktor – stanje same komponente.

Očigledno je da je verovatnoća otkaza posude pod pritiskom sa prisutnom prslinom znatno veća nego kod neoštećene posude pod pritiskom i manje-više proporcionalna veličini greške.

U slučaju statičkog opterećenja, verovatnoća se određuje prema položaju radne tačke sa dijagrama analize loma (*Failure Assessment Diagram – FAD*), dok se u slučaju zamora uzima u skladu sa brojem ciklusa za datu dužinu prsline [2.44, 2.54]. Logika iza toga je jednostavna: kod nepostojanja grešaka verovatnoća je 0, kod neprihvatljive greške verovatnoća je 1, dok je za sve ostale greške između ove dve granice i verovatnoća između 0 i 1.

Ovaj koncept se može primeniti i u fazi projektovanja, ukoliko se pretpostavi postojanje prsline, najčešće u zavarenom spoju.

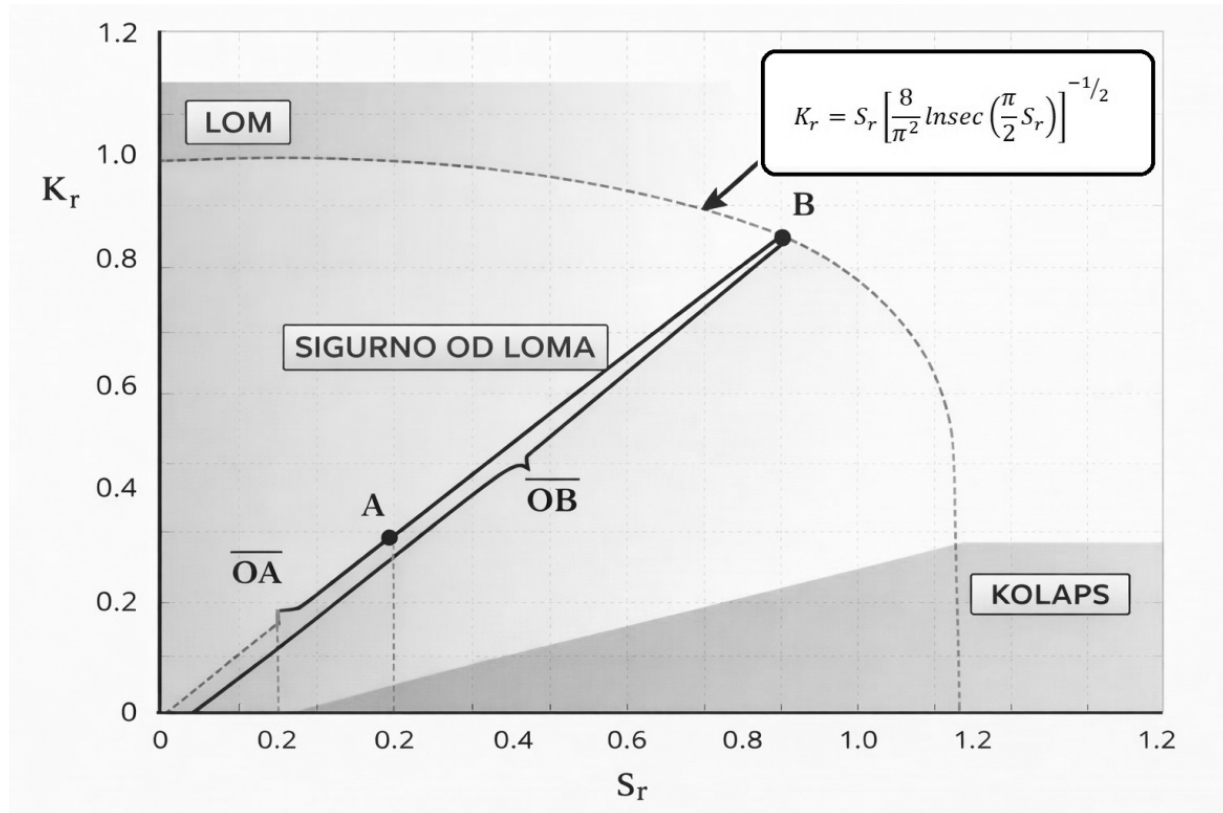
2.3.5. Dijagram analize loma - FAD

Dijagram analize loma, kao što je prikazano na sl. 2.10., predstavlja jedan od najefikasnijih načina za procenu integriteta konstrukcije sa prslinom iznađene od materijala, kao što su niskolegirani čelici povećane čvrstoće koji se koriste za posude pod pritiskom. U osnovi, dijagram pokazuje bezbedan i nebezbedan položaj tačke koja odgovara određenom naponskom stanju komponente sa prslinom, pri čemu su te oblasti razdvojene takozvanom graničnom krivom, jednačina 2.10.

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{-1/2} \quad 2.10$$

Na sl. 2.10. je $S_r = S_n/S_c$, a $K_r = K_I/K_{Ic}$ i označavaju x- i y-osu respektivno. Pri tome, S_n predstavlja napon u neto preseku, S_c kritični napon, K_I faktor intenziteta napona za mod I loma, a K_{Ic} njegovu kritičnu vrednost, odnosno žilavost loma.

Verovatnoća otkaza se ovde smatra proporcionalnom veličini greške, pa se može definisati kao odnos, $\overline{OA}/\overline{OB}$ sl.2.10.



Slika 2.10: Dijagram analize loma sa radnom tačkom A i odgovarajućom tačkom B na graničnoj krivoj [2.44]

2.3.6. Procena rizika zasnovana na preostalom veku trajanja

Rast prsline do njene kritične veličine prvenstveno zavisi od spoljašnjih opterećenja i brzine rasta prsline. Parisov zakon za metale i legure uspostavlja vezu između zamornog rasta prsline da/dN i opsega faktora intenziteta napona ΔK , korišćenjem koeficijenta C i eksponenta m , jednačina 2.11: [2.50]

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m = C \left(Y\left(\frac{a}{W}\right) \Delta \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \right)^m \quad 2.11$$

Kod ivične prsline koja raste u dubinu, dobija se:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m = C \left(Y\left(\frac{a}{W}\right) \Delta \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \right)^m \quad 2.12$$

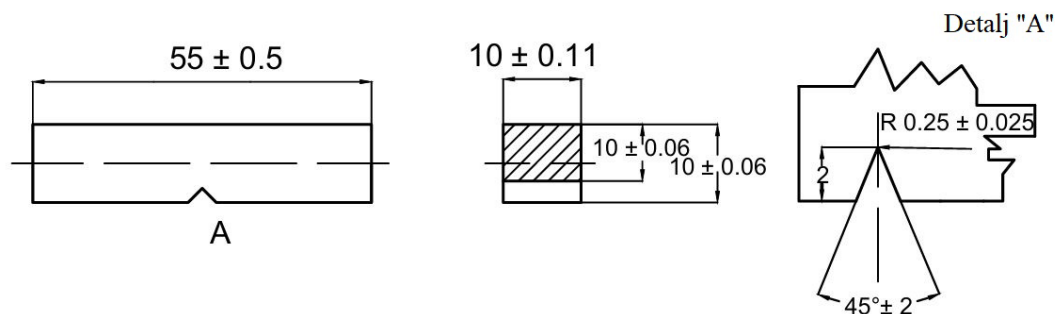
gde je $Y\left(\frac{a}{W}\right)$ geometrijski faktor koji zavisi od dužine prsline. Parisova jednačina se zatim integriše i transformiše kako bi se izračunao broj ciklusa od početne dužine prsline a_0 do krajnje, odnosno kritične dužine prsline a_{cr} . [2.44]

$$N = \frac{2}{(m-2) \cdot C \cdot (Y(a/W) \cdot \Delta \sigma)^m \cdot \pi^{\frac{m}{2}}} \left(\frac{1}{a_0^{\frac{m-2}{2}}} - \frac{1}{a_{cr}^{\frac{m-2}{2}}} \right) \quad 2.13$$

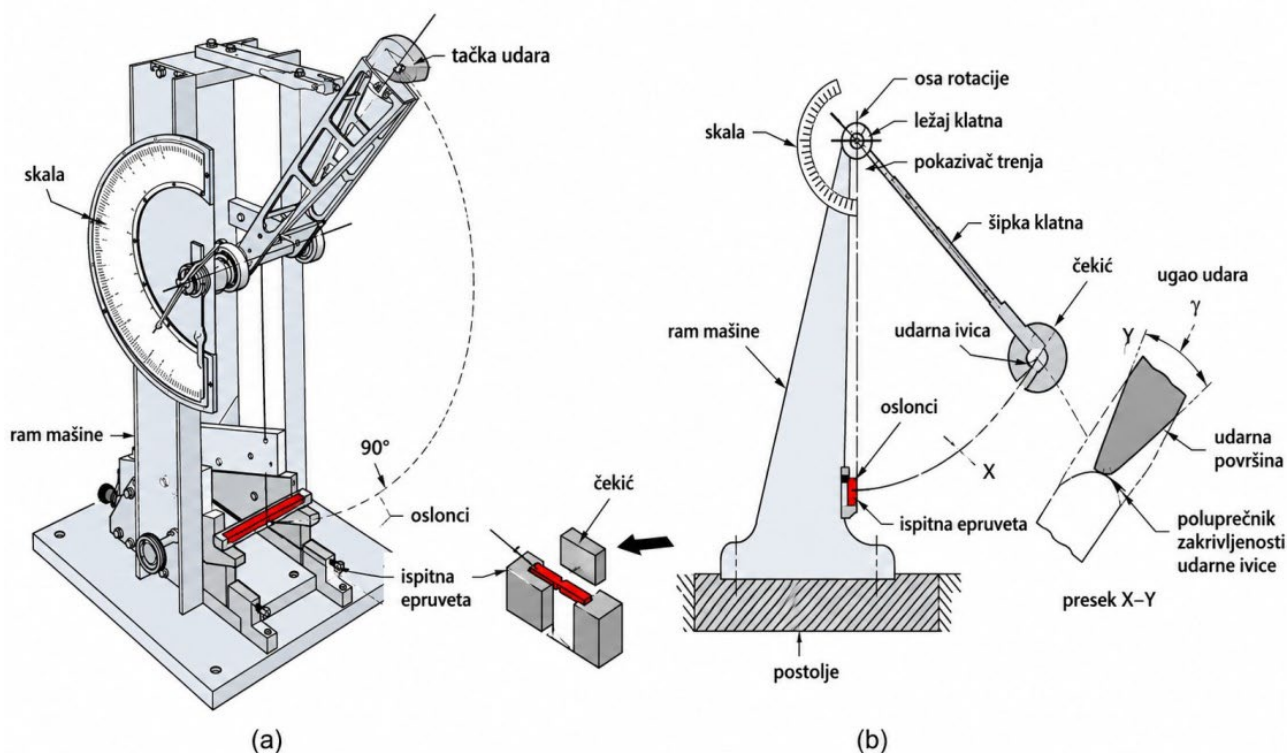
Iz jednačine 2.13 verovatnoća otkaza se može jednostavno proceniti korišćenjem broja ciklusa N , ako je ukupan vek trajanja poznat ili se analizira određeni vremenski period.

2.4. Određivanje energije udara

Šarpi udarno ispitivanje izvodi se sa ciljem procene otpornosti materijala usled delovanja udarnog opterećenja. Ovim ispitivanjem određuje se ukupna količina udarne energije potrebna da se slome ispitivane epruvete sa mašinskim zarezom i određenom dimenzijom, koju propisuje standard, sl. 2.11 [2.55, 2.56]. Na sl. 2.12. prikazano je Šarpi klatno, koje se sastoji od postolja sa osloncima za postavljanje epruvete. Ovi oslonci povezani su krutim ramom i ležajevima sa jednim od više klatnastih čekića određene početne energije, pogodnih za ispitivanje odgovarajuće vrste epruvete, kao i sa mehanizmom za zadržavanje i otpuštanje klatna i mehanizmom za registrovanje energije loma epruvete. Nakovanj za epruvetu, klatno i ram čine krutu konstrukciju kako bi se obezbedilo pravilno poravnanje udarne ivice i epruvete, kako u trenutku udara tako i tokom širenja prsline, uz minimalni gubitak energije usled vibracija. Efektivna dužina klatna iznosi između 0,325 m i 0,406 m, tako da se potrebna visina udarne ivice postiže podizanjem klatna pod uglom od 30° do 60° iznad horizontalnog položaja.



Slika 2.11.: Oblik i dimenzije epruvete sa V- zarezom za određivanje energije udara [2.57]

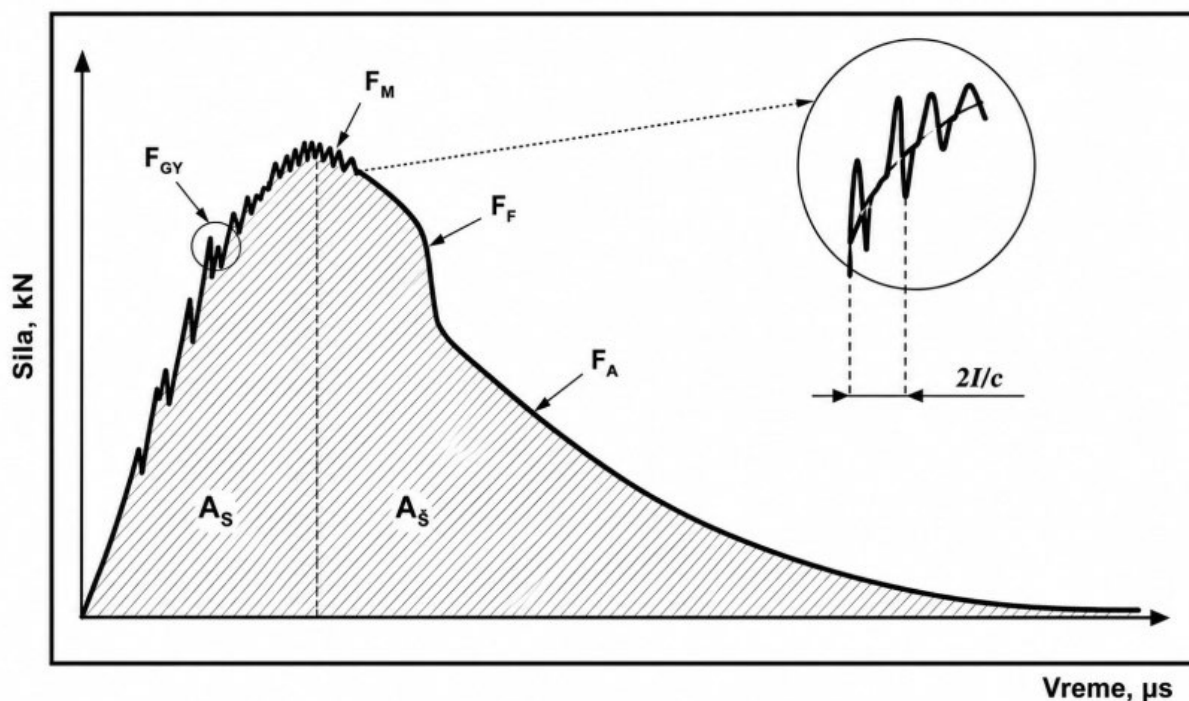


Slika 2.12:Šematski prikaz Šarpi klatna [2.55]

Ispitivane epruvete postavljaju se horizontalno na oslonce tako da udar deluje na površinu suprotnu od zareza. Uređaj za centriranje koristi se za poravnanje zareza između nakovanja. Nakon toga, klatno se podiže i učvršćuje u mehanizmu za otpuštanje. U tom trenutku skala mehanizma za registrovanje viška energije podešava se na nultu vrednost. Nakon toga, klatno se oslobađa iz mehanizma za otpuštanje, pri čemu udarna ivica klatna ostvaruje udar na epruvetu. Skala registruje energiju loma, koja se koristi za izračunavanje neto energije loma.

Ukoliko je dobijena vrednost energije veća od 85% nominalne energije klatna, smatra se da je upotrebljeno neodgovarajuće klatno. U tom slučaju rezultati se odbacuju, a klatno se zamenjuje drugim, sa većom raspoloživom energijom. Ispitivanje se zatim ponavlja na novoj epruveti. Nakon ispitivanja svih epruveta za određeni materijal, određuje se udarna otpornost materijala. [2.55]

Ispitivanjem epruveta na Šarpi klatnu moguće je praćenje promene sila sa vremenom što je prikazano dijagram sila – vreme, sl. 2.13 .[2.57, 2.58]



Slika 2.13.: Dijagram sila- vreme koji se dobija na instrumentiranom Šarpi klatnu [2.57]

Sa dijagrama sila – vreme, sl. 2.13. mogu se očitati sledeći podaci

- F_{GY} - predstavlja dinamičku silu napona tečenja, koja se može odredi na mestu zakrivljenja dijagrama odnosno na prelaznoj tački od linearne ka nelinearnoj zavisnosti sila – vreme. U prvoj aproksimaciji predstavlja meru plastične deformacije ligamenta uzorka,
- F_M - Maksimalna sila na datoj krivoj,
- F_F – Sila početka nestabilnog rasta prsline, definiše se kao sila koja odgovara preseku glatke krive i dela krive sila–vreme sa naglim opadanjem i
- F_A – Sila pri kojoj dolazi do zaustavljanja rasta prsline.

Kad je $F_M = F_F$ znači da se strmi pad sile podudario sa maksimalnom silom. Sila F_A se dobija kao presek strmog pada krive sila – vreme i glatke krive koja osciluje.[2.59, 2.60]

Sa dijagrama sila – vreme prema jednačini 2.14. moguće je izračunati ukupnu energiju udara E_{uk} koja je potrebna da bi se epruvete slomile. [2.61, 2.62]

$$E_{uk} = \int_0^{t_1} F(t) \cdot v(t) \cdot dt \quad 2.14$$

Ovde su:

- $F(t)$ – sila koja se menja sa vremenom,
- $v(t)$ – promena brzine klatna za vreme loma i
- t – vreme trajanja loma.

Da bi se prikazala energija udara ona mora da se rastavi na svoje osnovne komponente, silu i deformaciju (ugib epruvete). Ugib se može odrediti preko dijagrama zavisnosti sila – vreme. Za ispitivanje koristi se teg koji ima masu m , početne brzine udara v_0 , dok deformacije počinju u trenutku t_0 . Duplom integracijom moguće je odrediti ugib:

$$(t) = \int_{t_0}^t v(t)dt \quad 2.15$$

$$v(t) = v_0 + \frac{1}{m} \int_{t_0}^t F(t)dt \quad 2.16$$

Da bi se dala ocena ponašanja materijala pri udarnom opterećenju potrebno je znati koliki deo energije se troši za stvaranje E_s , a koliki za širenje prsline $E_{\dot{s}}$. Metode za razdvajanje ukupne energije udara E_{uk} zasnovane su na tome da energija za stvaranje prsline ne zavisi od radijusa zareza, dok on ima uticaj na energiju širenja prsline. Najbolji postupak za određivanje $E_{\dot{s}}$ je preko zamorne prsline, tu se na epruvetama sa V-zarezom izaziva zamorna prsline i takva epruveta se lomi na Šarpi klatnu. Energija koja se utroši u tom procesu predstavlja energiju širenja prsline $E_{\dot{s}}$. Ako je poznata ukupna energija lako se može izračunati i energija stvaranja prsline E_s :

$$E_s = E_{uk} - E_{\dot{s}} \quad 2.17$$

U odnosu na druge metode, određivanje E_s i $E_{\dot{s}}$, može da se uradi na jednoj epruveti čime se dobija veća tačnost. Na dijagramu sila – vreme, obeležene su površine A_s i $A_{\dot{s}}$ koje predstavljaju rad potreban za stvaranje odnosno širenje prsline i koje su proporcionalne energijama E_s i $E_{\dot{s}}$.

2.4.1. Prelazna temperatura

Pojava krtog loma konstrukcija pri niskim temperaturama dugo je predstavljala značajan inženjerski problem koji nije mogao biti u potpunosti objašnjen tada dostupnim naučnim metodama. Razvojem nauke i različitih naučnih oblasti omogućeno je bolje razumevanje uzroka, mehanizama nastanka i širenja loma pri niskim temperaturama, čime su stvoreni uslovi za uspešnije rešavanje problema krtog loma konstrukcija.

Termin *prelazna temperatura krtosti* (temperatura nulte plastičnosti), počeo je da se upotrebljava još tokom Drugog svetskog rata i predstavlja temperaturu na kojoj materijal prelazi iz žilavog u krti lom. Pre i tokom rata u Americi su zavarivanjem izrađeni čuveni kargo brodovi - Liberti.

Svi brodovi su napravljeni od niskougljeničnih čelika i pokazivali su dobra plastična svojstva pri ispitivanju zatezanjem. U momentu dok su brodovi bili usidreni, od 4694 koliko je napravljeno 233 broda se prepolovilo na pola, dok je 1289 pretrpelo velika oštećenja. Lomovi su bili krti sa malom ili gotovo nikakvom plastičnom deformacijom. Na samom početku ispitivanja smatralo se da je do loma došlo usled veće krtosti zavarenih spojeva u odnosu na konstrukcije koje su bile spojene zakovcima ili da je u blizini vratova došlo do zakaljivanja materijala. [2.63]

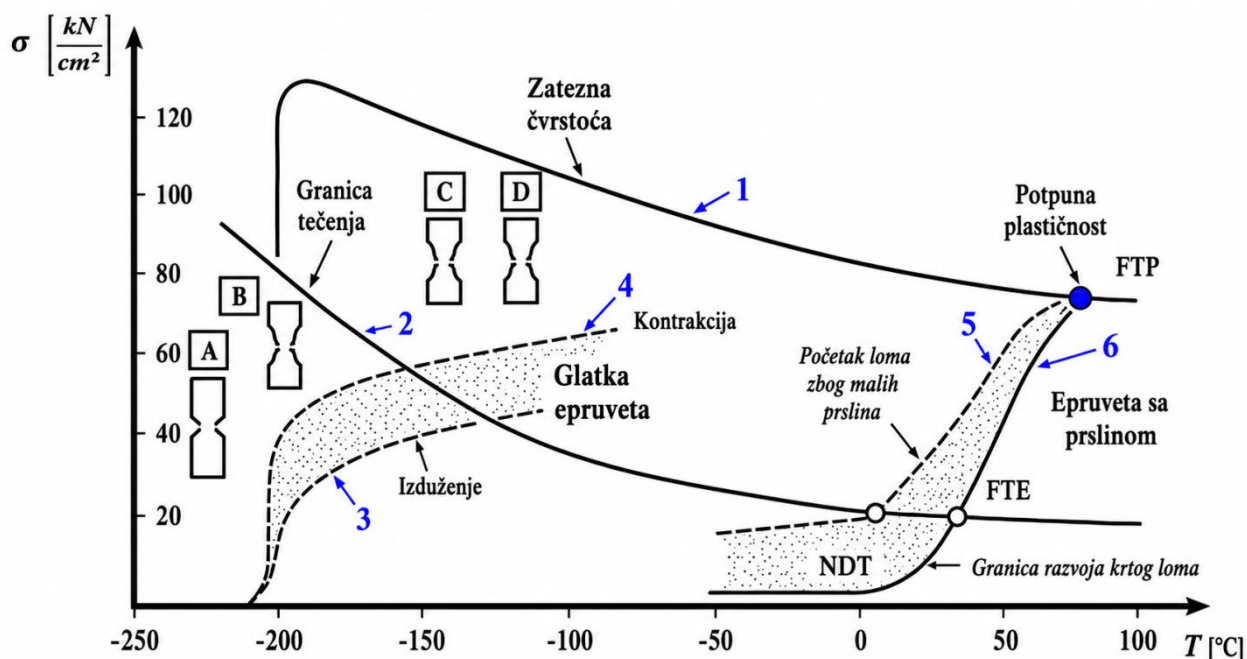
Detaljnijom analizom je utvrđeno da je do loma i oštećenja došlo usled koncentracije napona zbog otvora na palubama, kao i zbog činjenice da je temperatura okoline bila bliska prelanoj temperaturi krtog loma čelika. Nakon ovog događaja promenjen je hemijski sastav limova koji su se koristili za izradu brodova (povećan je sadržaj mangana (Mn) dok je sadržaj ugljenika (C) smanjen). [2.64-2.66]

Sa ciljem da se ovakve katastrofe izbegnu ili svedu na minimum izveden je čitav niz ispitivanja. Istraživanja u ovoj oblasti pokazala su da je, pored pristupa zasnovanog na analizi pojedinačnih studija slučajeva loma (*case study*) i ispitivanja neposrednih uzroka havarija, neophodno analizirati i faktore koji su uticali na nastanak i ubrzanje procesa nestabilnog rasta prsline. Pored toga, neophodno je sprovesti dodatna ispitivanja samih materijala, kao i unaprediti njihova svojstva, sa posebnim akcentom na primenu principa mehanike loma u analizi ponašanja materijala. Takav pristup je od izuzetnog značaja, budući da je sprečavanje pojave loma osnovni cilj pri projektovanju i puštanju konstrukcija u eksploataciju.

Iz tog razloga razvijen je veliki broj standarda kojima se definišu metode za ispitivanje i određivanje parametara mehanike loma. Istovremeno, razvijani su i standardi koji definišu preporuke za izbor materijala u skladu sa njihovom namenom i uslovima eksploatacije, bez obzira na to da li se radi o posudama pod pritiskom, dizalicama, vratilima radnih mašina i drugim konstrukcijskim elementima.

Kada su u pitanju posude pod pritiskom, rezervoari i njihov rad pri niskim temperaturama, razvijeni su brojni standardi, kao što su EN 13455, EN 14620 i drugi [2.67–2.69], koji sadrže preporuke za izbor materijala u zavisnosti od radnih uslova, poput temperature i vrste radnog fluida. Ovi standardi definišu i određena ograničenja upotrebe, koja u pojedinim slučajevima imaju ključni značaj za bezbedan rad konstrukcije. Primena navedenih standarda usmerena je ka obezbeđivanju integriteta i sigurnog rada konstrukcija, kao što su rezervoari za skladištenje amonijaka, koji rade u uslovima veoma niskih temperatura. [2.70]

U rešavanju problema krtog loma i analizi ponašanja materijala u oblasti prelaznih temperatura značajnu ulogu imaju statističke metode obrade i analize podataka, odnosno rezultata dobijenih eksperimentalnim ispitivanjima. Mnoga ispitivanja o uticaju temperature na pojavu loma kod zavarenih čeličnih konstrukcija omogućila su izradu dijagrama zavisnosti mehaničkih svojstva od temperature, sl. 2.14.



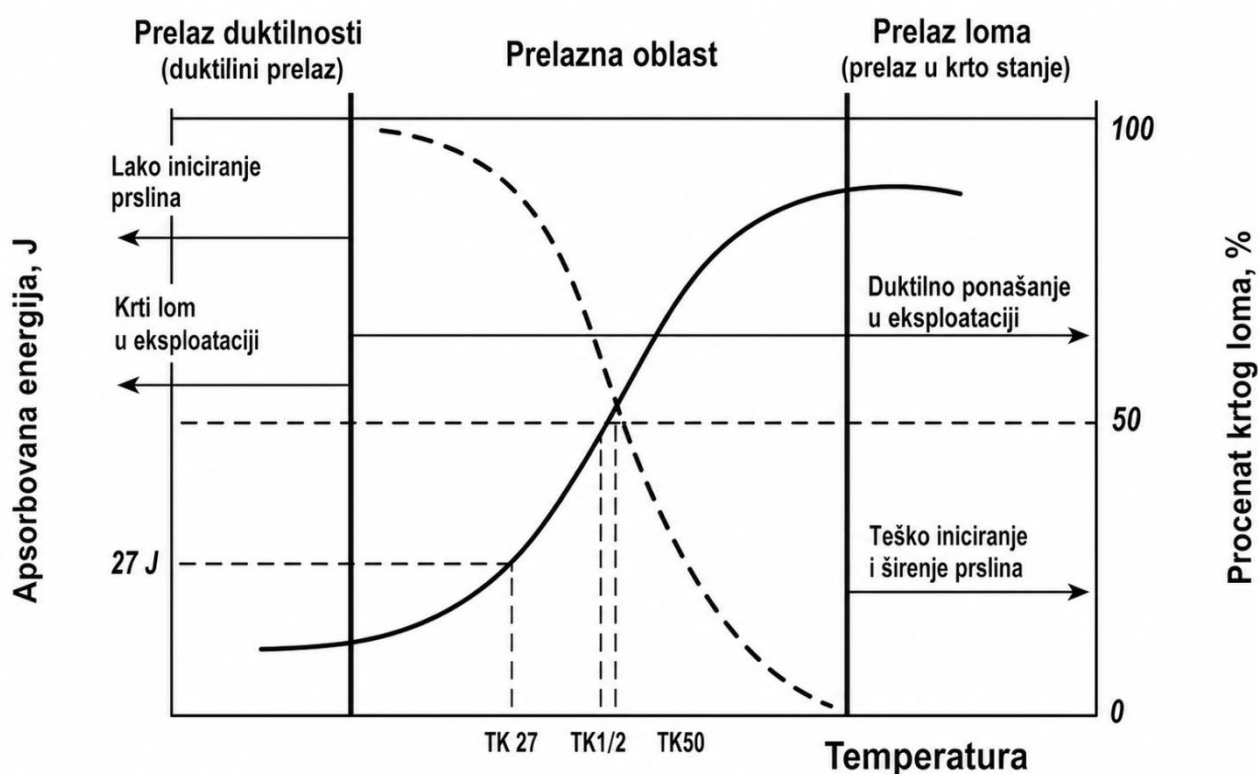
Slika 2.14: Promena mehaničkih svojstava običnog mekog čelika u zavisnosti od temperature: 1 – zatezna čvrstoća, 2 – granica tečenja, 3 – izduženje, 4 – kontrakcija, 5 – početak loma u prisustvu malih prslina, 6 – granična kriva krtog loma [2.71]

Kriva 1 na dijagramu predstavlja promenu zatezne čvrstoće sa promenom temperature, kriva 2 predstavlja promenu napona tečenja. Uočava se da obe veličine pokazuju sličan trend promene sve do dostizanja veoma niske, odnosno prelazne temperature. Snižavanjem temperature dolazi do povećanja kako zatezne čvrstoće, tako i napona tečenja materijala. Promene izduženja i kontrakcije prikazane su krivama 3 i 4, koje imaju sličan karakter promene. Na temperaturi od približno $-200^{\circ}C$ vrednosti obe veličine postaju jednake nuli, što ukazuje na pojavu potpuno krtog loma glatke epruvete. Na nešto višim temperaturama materijal se još uvek lomio uz prisustvo plastične deformacije, što odgovara tipovima lomova označenim na slici kao B, C i D.

Postoje najmanje tri različite definicije **NDT** (*nil ductility transition*) temperature, koje su navedene u nastavku i prikazane na sl. 2.14.

Ako postoji mala prslina u konstrukciji ili epruveti, pojava krtog loma može nastupiti na znatno višim temperaturama, što je na slici prikazano krivama 5 i 6, na kojima su označene karakteristične temperature prelaza. Tačka označena kao **NDT** predstavlja temperaturu ispod koje se u prisustvu prsline javlja isključivo krti lom. [2.72] Tačka označena **FTE** (*fracture transition elastic*) predstavlja najvišu temperaturu pri kojoj može doći do nestabilnog razvoja prsline i pojave krtog loma. Iznad ove temperature, pri naponima manjim od napona tečenja, neće doći do loma, dok će pri višim naponima razvoj prsline imati stabilan karakter [2.73]. **FTP** tačka na dijagramu (*fracture transition plastic*) označava temperaturu prelaza u oblast plastičnog ponašanja, iznad koje je moguć isključivo plastični lom, čak i ako je prisutna prsline.

Postoje najmanje tri različite definicije NDT temperature, koje su navedene u nastavku i prikazane na sl. 2.15.



Slika 2.15: Uticaj temperature na apsorbovanu energiju udara i različite Prelazne temperature. [2.74]

- Temperatura koja odgovara konvencionalno usvojenoj vrednosti energije udara (za čelike najčešće iznosi 27 J), T_{K27} ,
- Temperatura koja odgovara polovini prelaza između krte i duktilne oblasti, $T_{K1/2}$, [2.75].
- Temperatura koja odgovara površini 50 % krtog loma, T_{K50} [2.76], određena na osnovu izgleda površine loma i predstavlja temperaturu pri kojoj dolazi do podjednagog udela duktilnog i krtog loma.

2.5. Mehanika loma

2.5.1. Uvod

Mehanika loma predstavlja relativno mladu naučnu disciplinu koja proučava nastanak i razvoj prslina, kao i njihov uticaj na mehaničko ponašanje materijala i nosivost konstrukcija. Njeni počeci se najčešće povezuju sa radovima *A. A. Griffitha* o teoriji razaranja. Međutim, ocem savremene mehanike loma smatra se *G. R. Irwin*, koji je pedesetih godina prošlog veka uveo nove koncepte, dopunio postojeću teoriju i omogućio njenu primenu na realne inženjerske probleme. [2.77-2.79] Pedesetih godina XX veka *Irwin* je postavio temelje linearno-elastične mehanike loma uvođenjem faktora intenziteta napona i njegove kritične vrednosti kao osnovnih parametara za opis ponašanja prsline. U tom periodu mehanika loma ostvaruje prve značajne praktične rezultate kroz objašnjenje lomova brodova tipa *Liberty* i mlaznih aviona *Comet*. Nakon toga usledio je dalji razvoj ove discipline u drugim važnim oblastima, kao što su zamor materijala, puzanje i korozija. [2.80]

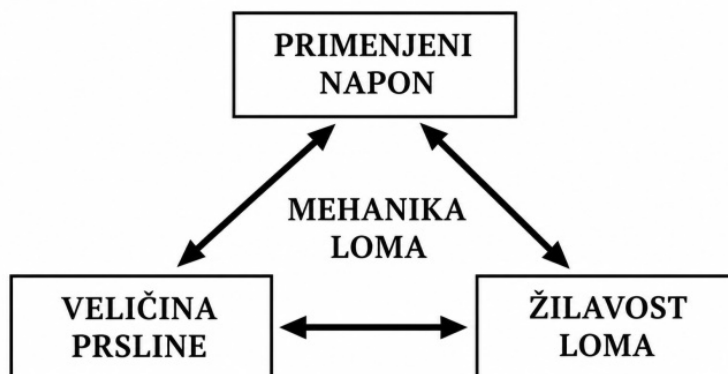
Razvoj mehanike loma, kao i mogućnosti njene primene u analizi konstrukcija, mogu se posmatrati sa tri različita aspekta:

- teorijskog
- eksperimentalnog
- eksploatacijskog

Teorijski razvoj mehanike proučava prsline u različitim vrstama materijala, uključujući homogene, nehomogene i anizotropne materijale, ali i definiše parametre koji opisuju njihovo ponašanje i uslove širenja.

Poseban značaj u razvoju ove discipline imaju eksperimentalna ispitivanja, koja su omogućila formiranje standardizovanih postupaka za određivanje parametara mehanike loma primenom epruveta sa prslinom. Rezultati eksperimentalnih istraživanja uspostavili su vezu između teorijskih postavki i njihove praktične primene u analizi lomova tokom eksploatacije, proceni preostalog radnog veka komponenti sa prslinom, kao i u projektovanju pouzdanih i bezbednih konstrukcija [2.63]

Praktična primena mehanike loma od samog njenog početka zasnivala se na dvojakom karakteru njenih parametara. Sa jedne strane, oni opisuju nivo opterećenja i geometrijske karakteristike konstrukcije, uključujući i geometriju prsline, dok sa druge strane predstavljaju svojstvo materijala, odnosno njegovu otpornost prema rastu prsline. Na taj način uspostavljen je klasični trougao mehanike loma, prikazan na sl. 2.16., čime je omogućeno da mehanika loma postane jedan od osnovnih temelja savremene naučne discipline poznate kao integritet konstrukcija.[2.80, 2.81, 2.63]



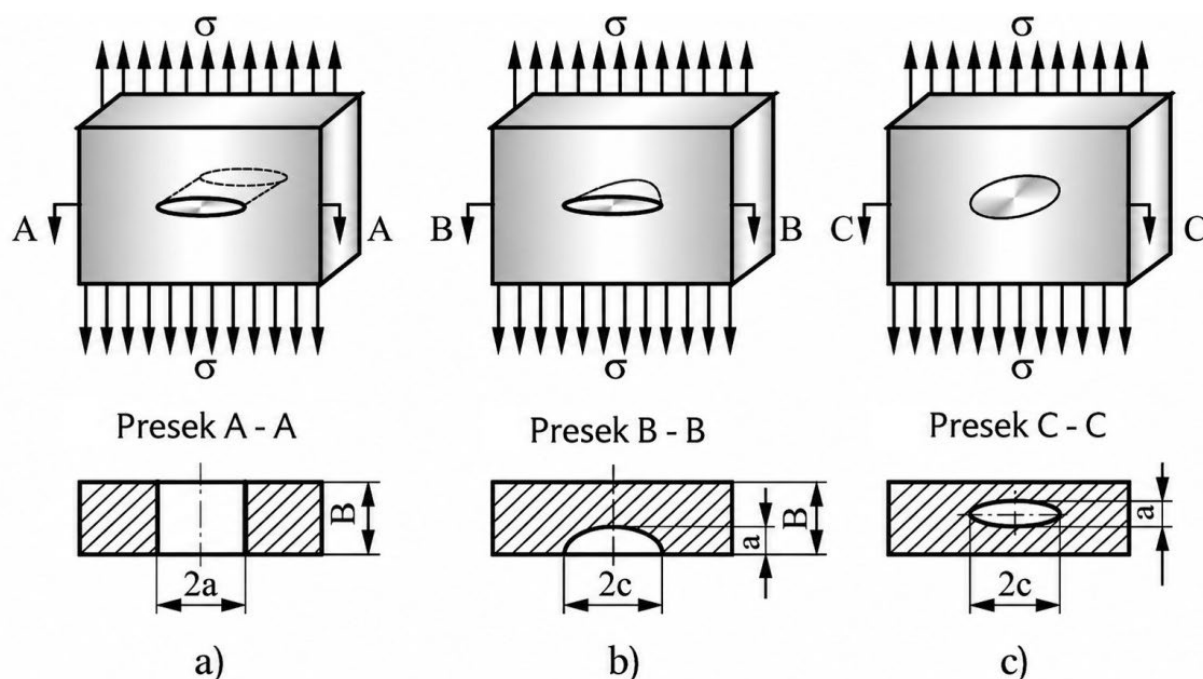
Slika 2.16.: Trougao mehanike loma .[2.78, 2.79]

Mehanika loma se može podeliti na dve oblasti, a to su **LEML** (linearno-elastičnu mehaniku loma) i **EPML** (elasto-plastičnu mehaniku loma). LEML zasniva se isključivo na faktoru intenziteta napona. Ovaj pristup polazi od pretpostavke da se materijal pod dejstvom opterećenja ponaša pretežno elastično, slično elastičnom delu dijagrama napon–deformacija, u kojem važi Hukov zakon i postoji linearna zavisnost između napona i deformacije. Ovakav pristup, predstavlja relativno dobar model za opisivanje ponašanja prslina u krutim materijalima. Međutim, pretpostavlja se da je plastična deformacija u oblasti vrha prsline zanemarljivo mala, što nije u potpunosti primenljivo za duktilne materijale kod kojih dolazi do izraženije plastične deformacije. Ipak, LEML predstavlja osnovu za dalji razvoj u okviru mehanike loma, koje omogućavaju razmatranje obimnije plastične deformacije u zoni vrha prsline.

Kod duktilnih materijala pristup linearno-elastične mehanike loma više nije dovoljan za adekvatan opis ponašanja prslina, zbog čega se uvode modifikacije postojećih rešenja kako bi se u obzir uzela plastična deformacija u oblasti vrha prsline. Ovakav pristup poznat je kao EPML (elasto-plastična mehanika loma). Duktilnost materijala uslovljava formiranje relativno velike plastične zone na vrhu prsline. Unutar ove zone dolazi do lokalnog tečenja i deformacije materijala, pri čemu se apsorbira određena količina energije, što dovodi do povećanja žilavosti materijala. Zbog toga napon potreban za nastanak nestabilnog loma znatno veći od vrednosti predviđenih linearno-elastičnom mehanikom loma. Sa povećanjem veličine plastične zone raste i količina apsorbirane energije, usled čega materijal pokazuje veću žilavost i izraženiju duktilnost. [2.82]

2.5.2. Osnovni oblici razvoja prsline i obrazovanja površine preloma

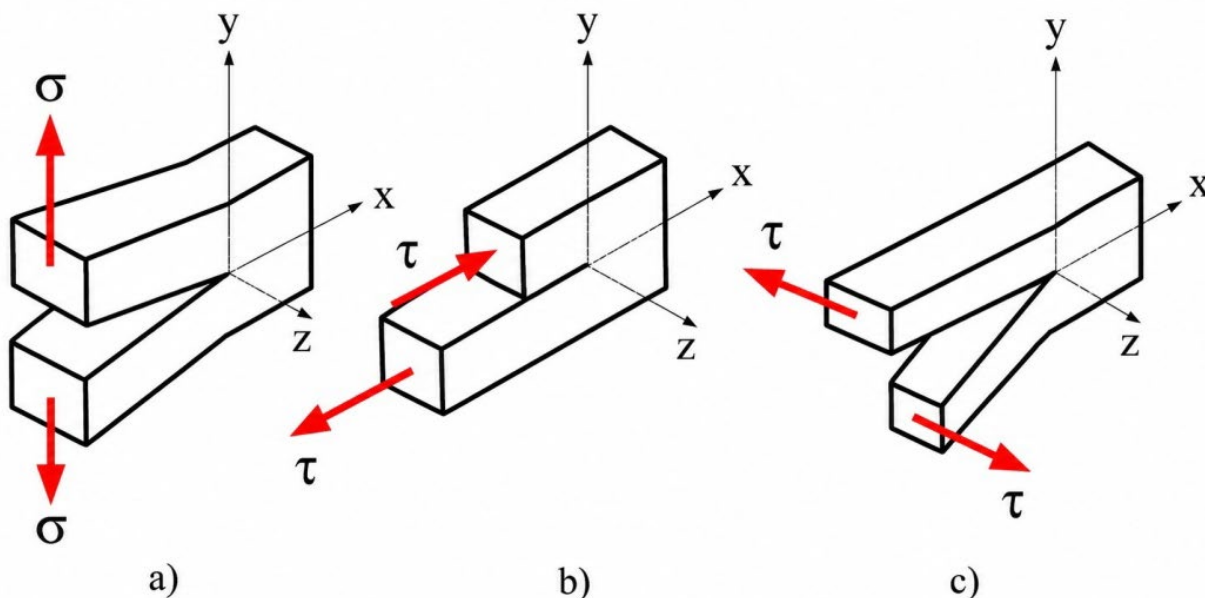
Prslina predstavlja šupljinu u materijalu ograničene sa dve suprotno postavljene površine, pri čemu je međusobno rastojanje tih površina zanemarljivo malo u odnosu na dimenzije same prsline. [2.83, 2.73] Pošto su prsline najčešće nepravilnog oblika, sl. 2.17. prikazuje najčešće oblike ravanske prsline koji se uzimaju u teorijskim razmatranjima. Sa slike 2.17.a se vidi da je čelo središnje prolazne prsline ravna linija, zatim površinska poluelipsa slika 2.17.b a čelo unutrašnje prsline predstavljeno je kao elipsa sl. 2.17.c



Slika 2.17.: Osnovni oblici ravanske prsline; a) prolazna, b) polueliptična, c) eliptična [2.83]

Razdvojene površine prsline označavaju neopterećene granice napregnutog tela i zbog toga raspodela napona u blizini vrha prsline zavisi od oblika obrazovanja površine preloma.

Prema Irwinu postoje tri osnovna oblika pomeranja jedne površine prsline ka drugoj i njima se opisuje ponašanje prsline u svim naponskim stanjima. Na sl. 2.18. su prikazani osnovni oblici pomeranja površine prsline koji obuhvataju vrh prsline, tzv. oblici loma I, II i III. [2.78, 2.79]



Slika 2.18.: Osnovni oblici razvoja prsline i obrazovanja površine preloma: a) Oblik loma I – cepanje, b) Oblik loma II – klizanje i c) Oblik loma III – smicanje

- Oblik loma I – Prsline nastaje cepanjem, odnosno razdvajanjem površina loma duž y ose, pri čemu je proces simetričan u odnosu na prvobitnu ravan prsline (ravan-xz). Usled delovanja napona zatezanja σ dolazi do međusobnog udaljavanja površina loma, odnosno do otvaranja prsline.
- Oblik loma II – formiranje prsline se odvija klizanjem površina loma jedne u odnosu na drugu u okviru iste ravni (ravan-xz). Pri čemu dolazi do međusobnog pomeranja površina u pravcu x-ose, ali u suprotnim smerovima, usled dejstva napona smicanja τ .
- Oblik loma III – Prsline nastaje smicanjem pri kojem dolazi do pomeranja površina loma jedne u odnosu na drugu duž čela prsline, odnosno u pravcu z ose. Kod ovog oblika površine međusobno klizanje je u različitim ravnima pod dejstvom napona smicanja τ , tako da se tačke materijala koje su pre razvoja prsline pripadale istoj ravni, nakon njenog razdvajanja raspoređuju u različitim ravnima. Zbog toga se ovaj oblik označava kao razvoj prsline van ravni.

Najčešći oblik obrazovanja površine loma na koji nailazimo tokom eksploatacije konstrukcija jeste oblik loma I. Pri zateznom opterećenju mašinskog dela dolazi do nastanka prsline cepanjem materijala, nakon čega sledi njen brzi, nekontrolisani rast, što može dovesti do loma konstrukcije. U realnim uslovima eksploatacije najčešće dolazi do istovremenog prisustva sva tri oblika obrazovanja površine loma. [2.84]

Faktor inteziteta napona za oblik loma I izražava se sledećom jednačinom:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}$$

2.18

Za oblike II i III umesto normalnog napona lom izaziva tangencijalni napon:

$$K_{II} = \tau\sqrt{\pi a} \quad 2.19$$

$$K_{III} = \tau\sqrt{\pi a} \quad 2.20$$

Ovde je:

σ -normalni napon i

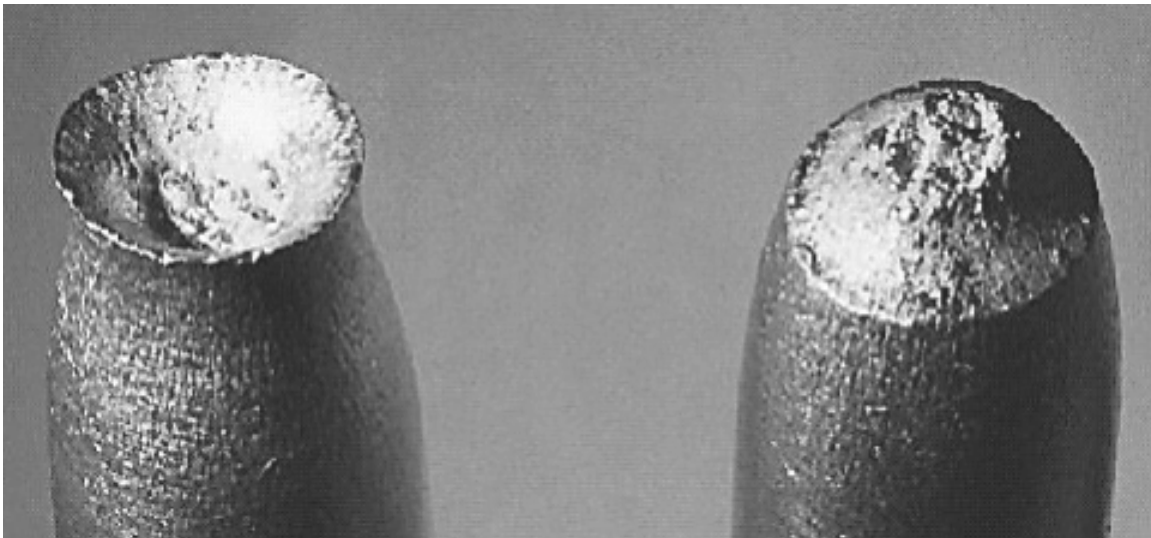
τ -tangencionalni napon

Najčešći slučaj obrazovanja površina loma odgovara obliku I, zbog čega se faktor intenziteta napona označava sa K_I . Većina materijala pokazuje veću sklonost ka lomu pod dejstvom normalnih nego tangencijalnih napona. Razvoj prsline prema tipu II i III u većini slučajeva ne dovodi neposredno do loma, odnosno:

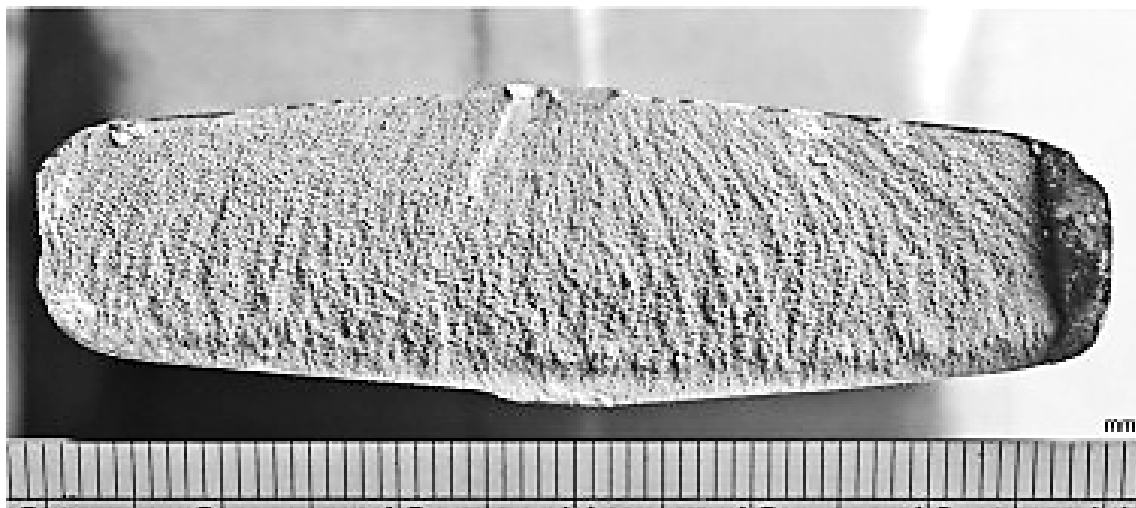
$$K_{II}, K_{III} < K_I \quad 2.21$$

2.5.3. Ravno stanje deformacija i ravno stanje napona

Analizom površine preloma epruveta može se zaključiti mnogo o ponašanju materijala. Površina preloma konusnog oblika nalik na čašu označava plastični lom zatezanjem, sl. 2.19, dok se krto lom prepoznaje po ravnoj prelomnoj površini, sl. 2.20. Do različitih oblika loma materijala će doći u zavisnosti od uslova pod kojima je lom nastao.



Slika 2.19 Žilav lom epruvete ispitane jednoosnim zatezanjem [2.85]



Slika 2.20 Izgled površine krto­g loma čelika [2.86]

Prelomna površina krto­g loma je ravna, sl. 2.20, on se dešava mehanizmom cepanja bez većih deformacija. U telu sa prslinom opterećeno silama koje deluju na izvesnom rastojanju od nje, plastično područje se pojavljuje na vrhu prsline. Kod tela male debljine (tankih tela) sa prslinom koja su opterećena u ravni, nema napona u pravcu debljine (u pravcu z -ose), kaže se da je stanje napona u blizini vrha prsline dvodimenzionalno i tada preovlađuju uslovi ravnog stanja napona (RSN). Odsustvo napona u pravcu debljine dovodi do relativno velikog područja tečenja koje može biti reda veličine i same debljine materijala. Javlja se velika deformacija poprečnog preseka tela, ne dolazi do ometanja plastične deformacije, plastično deformisano područje ispred vrha prsline je veliko toliko da ne može da se zanemari u odnosu na njenu dužinu i preovlađuje tipičan lom klizanjem. Rast prsline počinje zaobljavanjem njenog oštrog vrha i to tako da stepen zaobljavanja raste proporcionalno žilavosti loma materijala.

Osobine loma u uslovima RSN su sledeće:

- napon u ravni opterećenja je konstantan,
- javlja se znatna deformacija u pravcu debljine,
- karakterističan je za tanke preseke i
- debljina mora biti manja od $2,5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{YS}}\right)^2$.

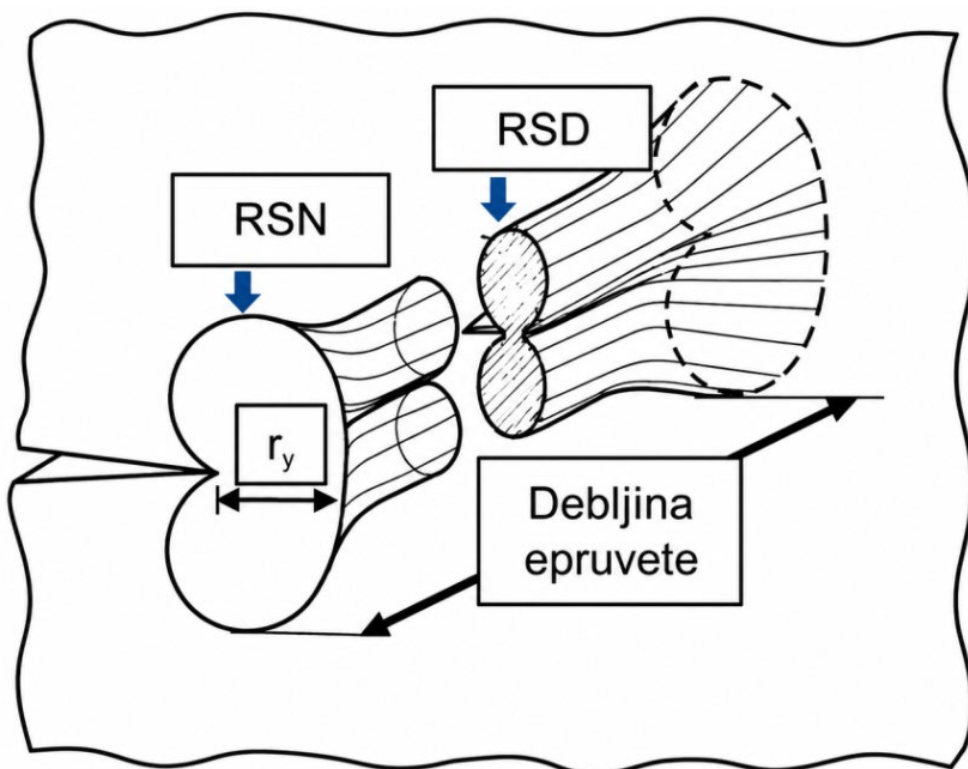
Sa povećanjem debljine materijala (kada je velika debljina u pravcu z -ose) stanje napona u opterećenim telima poprima tro­dimenzionalni karakter i zbog debljine tela uticaj plastičnosti je ometen unutrašnjim silama. Dolazi do ograničavanja deformacija u ravni ploče (sva pomeranja i deformacije u pravcu z -ose jednake su nuli), što se naziva ravno stanje deformacije (RSD). Međutim u oblasti u čijoj blizini prsline izlazi na lice slobodne površine, deformacije i pomeranja po debljini (u pravcu z -ose) nisu jednaki nuli što dovodi do klizanja ili obrazovanja tzv. usana klizanja na slobodnoj površini. Uslovi za RSD zahtevaju da:

- deformacija u ravni opterećenja bude konstantna,
- da deformacije i pomeranja u pravcu debljine budu zanemarljivi,
- da poprečni preseki budu debeli i
- da debljina mora biti veća od $2,5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{YS}}\right)^2$.

Ovde K_{Ic} predstavlja žilavost loma pri ravnoj deformaciji, a σ_{YS} napon na granici tečenja.

Na sl. 2.21 prikazana je plastična zona deformisanja ispred vrha prsline, na ploči konačne debljine B . Zona plastične deformacije koja je u sredini odgovara uslovima RSD dok sa strane postoji plastična deformacija koja odgovara uslovima RSN. RSD je definisano debljinom epruvete koja mora da bude takva da se ceo noseći poprečni presek (tzv. *neto* presek) nalazi u stanju RSD. Opterećenje se u početnoj fazi povećava linearno sve do dostizanja kritične vrednosti, kada nastupa krta lom. Da bi se uzela u obzir plastična deformacija u blizini vrha prsline, uvodi se Irwin-ova korekcija poluprečnika plastične zone, koja predstavlja najjednostavniji pristup za uključivanje efekata male plastičnosti u analizu ponašanja materijala oko vrha prsline.

Za uslove RSN kriterijumi tečenja mogu se definisati primenom odgovarajućih teorija čvrstoće, kao što su Treska ili Von Misesov kriterijum, koji se zasnivaju na razlici glavnih napona u okolini vrha prsline. [1.3, 2.72-2.73, 2.83, 1.3]



Slika 2.21 Plastične zone koje su prikazane ispred vrha prsline u ploči debljine B [2.72]

Jedini uslov koji je potreban za RSD je dovoljna debljina ploče i ta zavisnost je prikazana relacijom preko jednačine 2.22 i propisana standardom ASTM E399-24 [2.87], ali samo pod uslovom da se RSD određuje preko K_{IC} i napona tečenja σ_{YS} . Ceo problem može da se pojednostavi kroz geometrijsku zavisnost koja je neophodna za postizanje uslova RSD. Ova zavisnost definisana je relacijama prikazanim u jednačini 2.23 za epruvete opterećene na savijanje i relacijama u jednačini 2.24 za epruvete opterećene na zatezanje. Pri tome se analiza zasniva na odnosu karakterističnih dimenzija epruvete, efektivne širine epruvete W i njene debljine B . Navedena zavisnost propisana je odgovarajućim standardom.

$$B_{min} \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad 2.22$$

Za epruvete opterećene na savijanje:

$$1 \leq W/B \leq 4 \quad 2.23$$

Za zategnute epruvete:

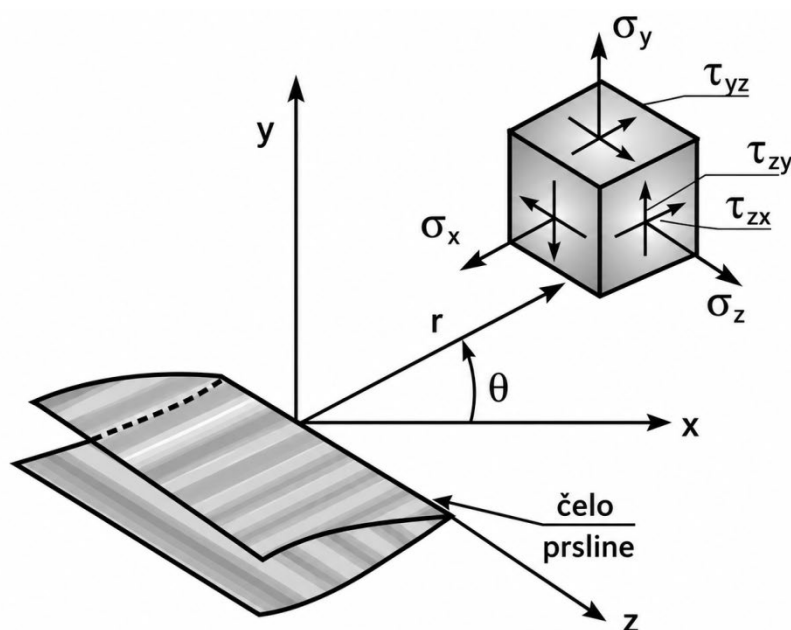
2.5.4. Naponsko stanje oko vrha prsline

Za određivanje raspodele napona i pomeranja u oblasti vrha prsline primenjuju se funkcije kompleksne promenljive, čiji matematički oblik zavisi od načina razvoja prsline. Opšte naponsko stanje u blizini vrha prsline posmatrano u Dekartovom koordinatnom sistemu, prikazano je na sl. 2.22. Za sva tri prethodno razmatrana oblika razvoja prsline problem se može svesti na ravan problem teorije elastičnosti [2.73]. U tom slučaju naponi i pomeranja ne zavise od z -koordinate, odnosno usvaja se pretpostavka da su promene napona i pomeranja po debljini zanemarljive. Na osnovu toga, jednačine ravnoteže mogu se izraziti preko sledećih jednačina:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} = 0 \quad 2.25$$

$$\frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0 \quad 2.26$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} \quad 2.27$$



Slika 2.22.: Komponente napona ispred čela prsline u prostornom sistemu pravouglih koordinata [2.83]

2.5.5. Faktor inteziteta napona

Faktor inteziteta napona K je glavni parametar linearno-elastične mehanike loma. Koristi se za preciznije određivanje naponskog stanja, odnosno intenziteta napona, u okolini vrha prsline izazvanog spoljašnjim opterećenjem ili zaostalim naponima. Veličina K zavisi od geometrije epruvete, veličine i položaja prsline, kao i od intenziteta i raspodele opterećenja kojoj je deo konstrukcije izložen. Teorija linearne elastičnosti pokazuje da se za oblik loma I u blizini vrha prsline javlja promena oblika loma I prema jednačini 2.28.: [2.88]

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I f_{ij}(\theta)}{\sqrt{(2\pi r)}} \quad 2.28$$

Gde je $K_I = \sigma\sqrt{\pi a}$ – faktor inteziteta napona a $f_{ij}(\theta)$ – funkcija ugla, sl. 2.20.

Ovo predstavlja poznati Vestergardov model kojim se uspostavlja veza između naponskog polja u blizini vrha prsline i globalnih graničnih uslova opterećenja konstrukcije. [2.90]

Ako je poznat oblik naponskog polja σ_{ij} u blizini vrha prsline, tada se faktor inteziteta napona može izraziti u opštem obliku kao:

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \{ \sigma_{ij} \sqrt{2\pi r} f_{ij}(\theta) \} \quad 2.29$$

ili ako je poznat napon u ravni prsline $\sigma_y(r, \theta = 0)$, K_I se izražava kao:

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \{ \sigma_y \sqrt{2\pi r} \} \quad 2.30$$

2.5.6. Otvaranje vrha prsline

Wells je 1961. godine ustanovio da kod konstrukcijskih čelika, pre nastanka loma, dolazi do zatupljenja vrha prsline usled međusobnog udaljavanja površina prsline. Sa povećanjem žilavosti materijala povećava se i stepen zatupljenja vrha prsline.

Zbog toga otvaranje vrha prsline (*Crack Tip Opening Displacement* – CTOD) predstavlja parametar mehanike loma koji je pokazatelj intenziteta plastične deformacije, i pokazuje meru naponsko-deformacionog stanja. Lako se eksperimentalno određuje i zato je njegova primena velika. [2.84] U oblasti srazmerno malog tečenja (*Small-Scale Yielding* – SSY), moguće je uspostaviti vezu između otvaranja vrha prsline CTOD i faktora intenziteta napona K_I , po modelu koji je predložio Irwin, sl. 2.23.(a). Za prslinu prisutnu u beskonačnoj ploči koja je opterećena jednoosnim zatezanjem u uslovima RSN, CTOD će biti:

$$\delta_t = \frac{4}{\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_{YS} E} \quad 2.31$$

U jednačini 2.31. δ_t predstavlja CTOD, ponekad se u literaturi može naći i oznaka δ_5 . Irwinova relacija prikazana jednačinom 2.31. je veoma uprošćena. Dagdejlov model traka tečenja (*eng. strip yield model*) sl. 2.23.(b), daje realniji rezultate jer se osvrće i na delujuće napone koji mogu da dostignu i nivoe napona tečenja. Prema Dagdejlovom modelu, CTOD se računa prema jednačini:

$$\delta_t = \frac{8\sigma_{YS} a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{YS}} \right) = \frac{K_I^2}{\sigma_{YS} E} \left[1 + \frac{1}{6} \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{YS}} \right)^2 + \dots \right] \quad 2.32$$

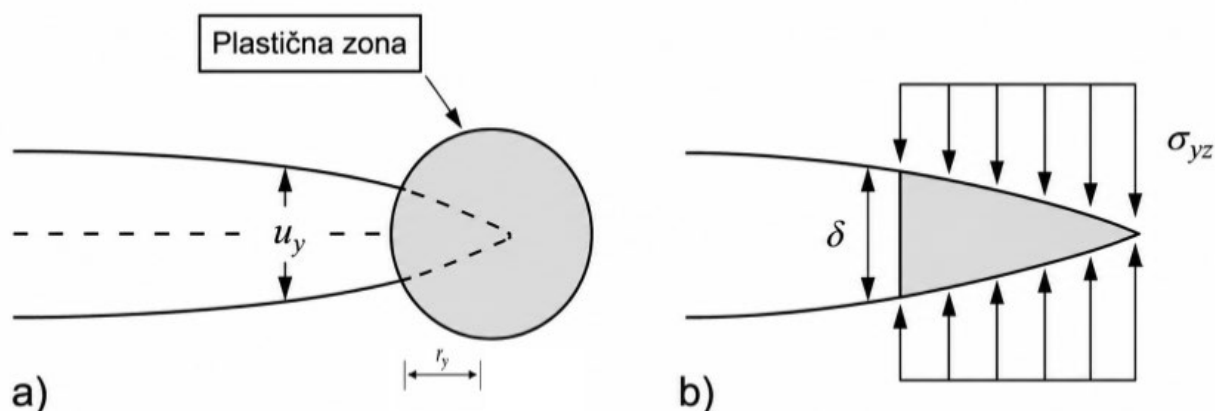
Za materijal koji je elastično-idealno plastični pri uslovima RSN, jednačina 2.32 postaje:

$$\delta_t = \frac{K_I^2}{m \sigma_{YS} E} = \frac{G}{m \sigma_{YS}} \quad 2.33$$

Parametar m označava bezdimenzionalnu veličinu koja je:

$m = 1$ u uslovima RSN i

$m = 1 \div 2,6$ za materijal koji ojačava. [2.83]

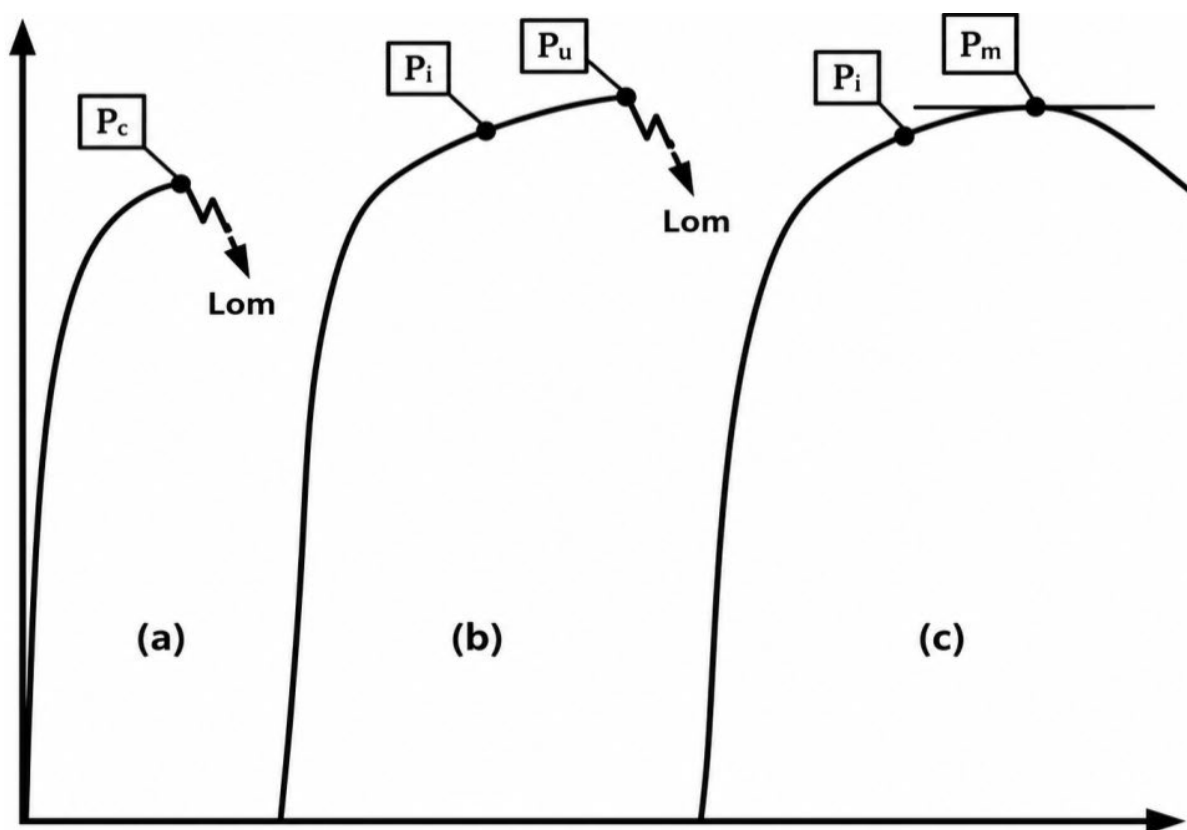


Slika 2.23. Model otvaranja prsline:
a) Irwinov model b) Dagdejllov model traka tečenja [2.83]

U okviru EPLM, za razliku od LEML, pre dostizanja kritične vrednosti parametara loma (npr. CTOD) može doći do stabilnog rasta prsline, pri čemu je mehanizam loma žilav, a ne krt.

Zavisnost sile i parametra CMOD (*Crack Mouth Opening Displacement*) predstavljene su preko dijagrama na sl. 2.24. Ovaj parametar predstavlja ukupnu deformaciju, koja obuhvata i elastičnu i plastičnu komponentu, a određuje se na površini prsline ispitivanog uzorka.

Kad se tokom eksperimenta primećuju strmoglavi padovi (eng. *pop-in*) to znači da je u pitanju nestabilan rast prsline i tada se parametri obeležavaju oznakom "c", sl. 2.24.a za Δa (prirast dužine prsline) manje od 0,2 mm, tj oznakom "u", sl. 2.24.b kada je Δa veće od 2 mm. Oznaka „m“, sl. 2.24c označava da je prvi put dostignuta maksimalna sila u punoj plastičnosti, dok oznaka "i" označava inicijaciju stabilnog rasta prsline. Pored kriterijuma krtog loma, koji je uslovljen pojavom nestabilnog rasta prsline, moguće je analizirati i stabilan rast prsline pri dejstvu spoljašnjeg opterećenja. U tom slučaju koristi se kriva otpornosti materijala na rast prsline, odnosno R-kriva, koja prikazuje zavisnost CTOD parametra od prirasta dužine prsline Δa . [1.3, 2.83]



Slika 2.24.: Različiti tipovi dijagrama, sila – CMOD, dobijeni CTOD ispitivanjem [2.83, 1.3]

2.5.7. J – Integral

J – integral ostvario je značajnu primenu kao parametar elasto-plastične mehanike loma kojim se opisuje lom nelinearnih materijala. Idealizacijom elastično-plastične deformacije kao nelinearno elastične, *Rice* je postavio osnov za proširenje metodologije mehanike loma daleko izvan granica primenjivosti linearno-elastične mehanike loma. Ako se analizira ponašanje elastično-plastičnih i nelinearno elastičnih materijala pri opterećenju, vidi se da je gotovo identično ali se njihov odziv razlikuje tokom rasterećenja. Elastično-plastični materijal prati linearnu putanju rasterećenja sa nagibom jednakim Jungovom modulu elastičnosti, dok se nelinearno elastični materijal rasterećuje istom putanjom kojom je i opterećivan. Kod elastičnih materijala postoji jednoznačna veza između napona i deformacije, dok kod elastoplastičnih materijala ista vrednost deformacije može odgovarati različitim vrednostima napona ukoliko je materijal prethodno rasterećen. Zbog toga je analiza elastičnih materijala jednostavnija u odnosu na materijale koji ispoljavaju nepovratne plastične deformacije. Sve dok naponi u oba materijala monotono rastu, njihov mehanički odziv ostaje identičan.

Međutim, pri proširenju problema na trodimenzionalno naponsko stanje ne mora nužno važiti da su ponašanja nelinearno elastičnih i elastoplastičnih materijala ista, iako u mnogim slučajevima takva pretpostavka predstavlja dobro aproksimativno rešenje. Na osnovu toga, analiza zasnovana na pretpostavci nelinearno elastičnog ponašanja može biti primenljiva i na elastoplastične materijale, pod uslovom da tokom rada ne dolazi do povremenog rasterećivanja. Teorija konačnih deformacija, koja uspostavlja vezu između ukupnih deformacija i napona u materijalu, ekvivalentna je teoriji nelinearne elastičnosti. [1.3]

Rice je primenio teoriju deformacione plastičnosti (ili teoriju malih elastoplastičnih deformacija) u analizi prsline u nelinearnom materijalu. [1.3] Pokazao je da se nelinearna brzina oslobađanja

energije, J , može izraziti putem linijskog integrala nezavisnog od putanje. Hutchinson, kao i Rice i Rosengren, takođe su pokazali da J – integral jednoznačno karakteriše napone i deformacije u blizini vrha prsline kod nelinearnih materijala. Zbog toga se J – integral može posmatrati dvojako, i kao energetski parametar i kao parametar intenziteta napona. Rice je predstavio krivolinijski integral nezavisan od putanje za analizu prsline. Pokazao je da je vrednost ovog integrala, kog je označio kao J , jednaka brzini oslobađanja energije u nelinearno elastičnom telu koje sadrži prslinu.

Jednačina $G = -\frac{d\Pi}{dA}$ definiše brzinu oslobađanja energije za linearno elastične materijale. Gde je G brzina oslobađanja energije, koju je 1956. godine definisao Irwin i predstavlja meru energije koja je raspoloživa za priraštaj prsline. G predstavlja brzinu promene potencijalne energije sa promenom površine prsline. Pošto se G dobija izvođenjem potencijala, naziva se sila širenja prsline (*crack extension force*) ili pokretačka sila prsline (*crack driving force*)

Ista definicija važi i za nelinearno elastične materijale, s tim što se veličina G zamenjuje veličinom J .

$$J = -\frac{d\Pi}{dA} \quad 2.34$$

gde je Π potencijalna energija, a A površina prsline. Potencijalna energija određena je izrazom:

$$\Pi = U - F \quad 2.35$$

gde je U energija deformacije akumulirana u telu, a F rad spoljašnjih sila. Razmatra se ploča sa prslinom koja pokazuje nelinearnu krivu zavisnosti opterećenja i pomeranja, kao što je prikazano na sl. 2.23. Ako ploča ima jediničnu debljinu, tada je $A=a$ (važno je napomenuti da se stepen oslobađanja energije definiše u odnosu na površinu prsline a ne na njenu dužinu. Ako se zanemari ova činjenica može doći do greške prilikom određivanja parametara G ili J). Za kontrolisano opterećenje:

$$\Pi = U - P\Delta = -U^* \quad 2.36$$

gde je U^* deformaciona energija, definisana izrazom:

$$U^* = \int_0^P \Delta dP \quad 2.37$$

Ukoliko je ploča prikazana na sl. 2.25. izložena uslovima kontrolisanog opterećenja, vrednost J -integrala određuje se izrazom:

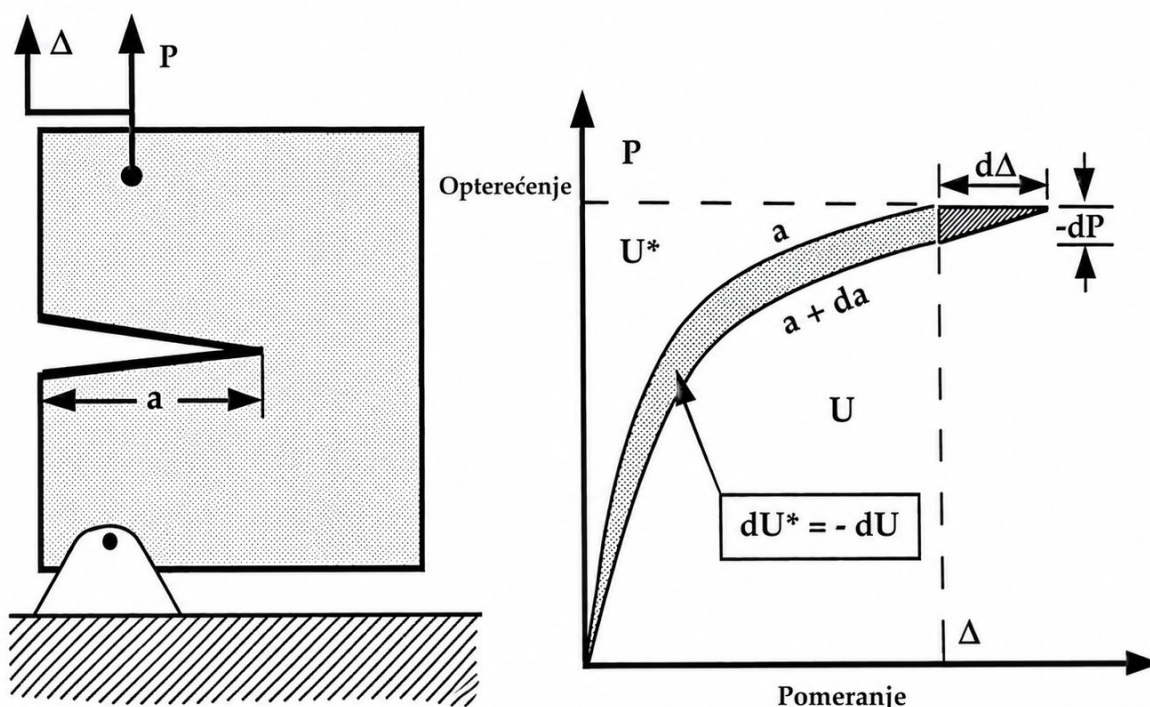
$$J = \left(\frac{dU^*}{dA} \right)_P \quad 2.38$$

Ako prsline napreduje pri konstantnom pomeranju, $F=0$, onda se J -integral određuje izrazom:

$$J = -\left(\frac{dU}{dA} \right)_\Delta \quad 2.39$$

Uvođenjem definicija za U i U^* J -integral se može izraziti preko opterećenja i pomeranja:

$$J = \left(\frac{\partial}{\partial a} \int_0^P \Delta dP \right)_P = \left(\int_0^P \frac{\partial \Delta}{\partial a} \right)_P dP \quad 2.40$$



Slika 2.25.: Nelinearna brzina oslobađanja energije.[1.3]

A takođe važi i :

$$J = - \left(\frac{\partial}{\partial a} \int_0^\Delta P d\Delta \right)_\Delta = - \left(\int_0^\Delta \frac{\partial P}{\partial a} \right)_P d\Delta \quad 2.41$$

Analogna analiza se može sprovesti i u okviru LEML, pri čemu bi krive sila–pomeranje, prikazane na sl. 2.23., imale oblik pravih linija. Na osnovu toga može se zaključiti da J -integral predstavlja najopštiji oblik brzine oslobađanja energije za nelinearne probleme. Za linearno elastičan materijal važi:

$$J = \frac{K_I^2}{E} \quad 2.42$$

gde je E efektivni Jungov modul:

$$E = \begin{cases} E & \text{za RSD} \\ \frac{E}{1 - \nu^2} & \text{za RSN} \end{cases} \quad 2.43$$

Brzina oslobađanja energije se uobičajeno definiše kao potencijalna energija koja se oslobađa iz konstrukcije tokom rasta prsline u elastičnom materijalu. Međutim, značajan deo deformacione energije kod elastično-plastičnih materijala može biti utrošen na nepovratne plastične deformacije. Međutim, veliki deo deformacione energije apsorbovane u elastično-plastičnom materijalu ne može da se povрати tokom rasta prsline jer rast prsline u takvom materijalu za sobom ostavlja zonu plastične deformacije.

Ako posmatramo proizvoljnu putanju Γ , orijentisanu u smeru suprotnom od kretanja kazaljke na satu, oko vrha prsline, kao što je prikazano na sl. 2.26. J -integral definisan je izrazom:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad 2.44$$

gde je:

$W = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ gustina deformacijske energije;

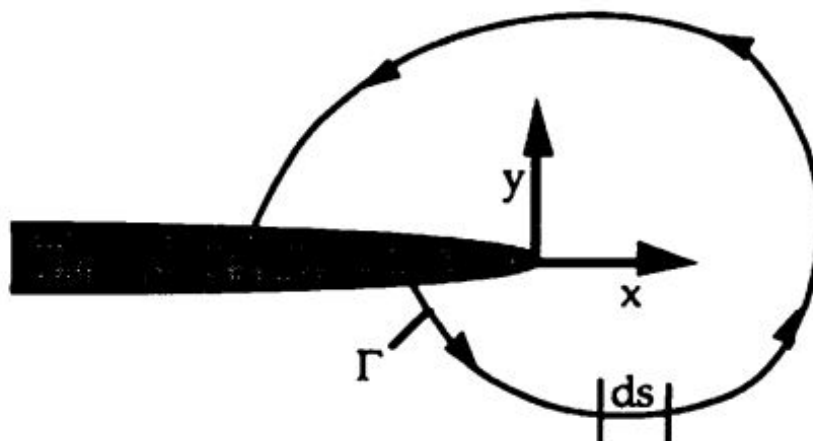
Γ - putanja integracije;

ds - element dužine luka;

$T_i = \sigma_{ij} n_j$ napon zatezanja na konturi;

u_i - pomeranje,

n_i - jedinična normala na Γ



Slika 2.26.: Proizvoljna kontura oko vrha prsline[1.3]

J -integral poseduje tri ključne karakteristike na kojima se zasniva njegova primena u mehanici loma:

1. Nezavisnost od putanje integracije, što omogućava njegovo jednostavno numeričko, analitičko i eksperimentalno određivanje.
2. Mogućnost opisa elastično-plastičnog polja napona i deformacija u blizini vrha prsline, analogno ulozi faktora intenziteta napona u linearno-elastičnoj mehanici loma.
3. Mogućnost povezivanja sa brzinom oslobađanja energije, zbog čega se J -integral može posmatrati i kao energetski parametar.

2.5.8. Veza J – integrala i CTOD

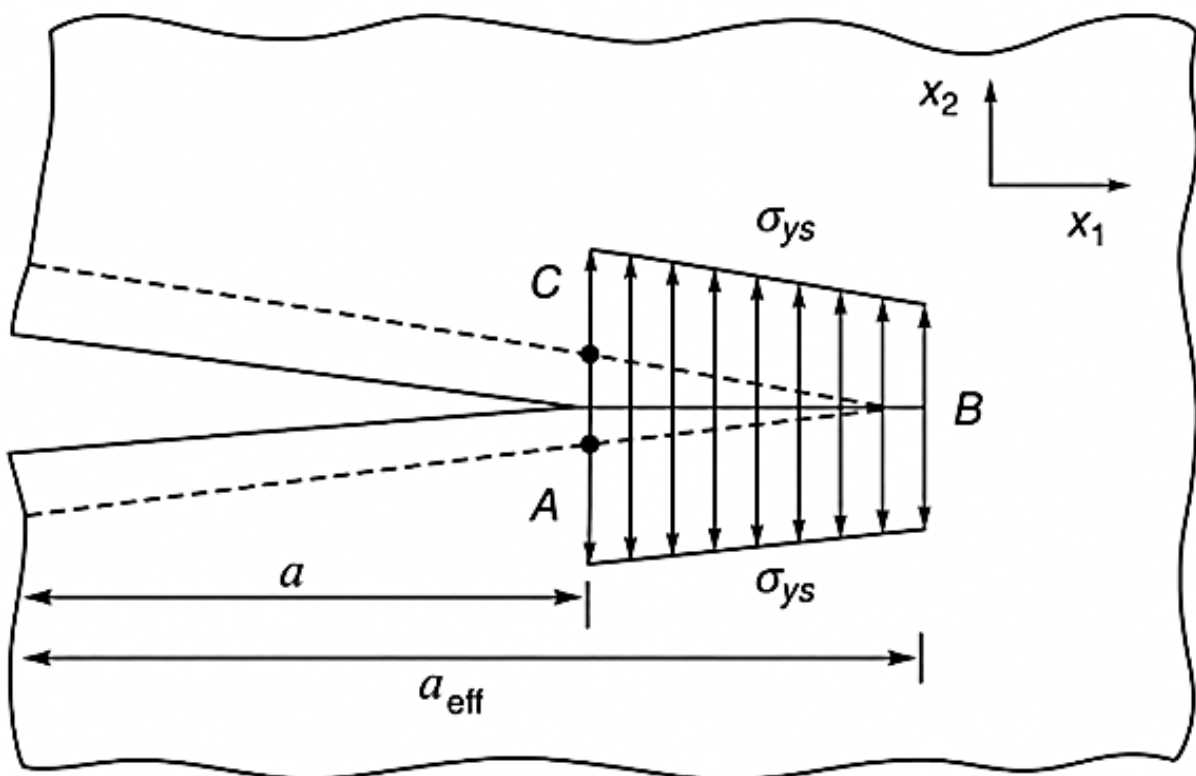
CTOD i J -integral predstavljaju parametre mehanike loma koji opisuju elasto-plastični lom, pa stoga između njih treba da postoji odgovarajuća veza. Posmatra se prsline stvarne dužine a i efektivne dužine a_{ef} , sl. 2.27. čiji se vrh nalazi u tački B. Na sl. 2.27. CTOD je prikazano kao duž

$\overline{AC}$. Za određivanje J -integrala bira se odgovarajuća putanja integracije ABC, pri čemu se izraz za J -integral može zapisati u sledećem obliku:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dx_2 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_i} ds \right) \quad 2.45$$

Duž izabrane putanje integracije, veličina x_2 je zanemarljivo mala, zbog čega se prvi član u izrazu za J -integral može zanemariti. Ako se materijal posmatra kao idealno elasto-plastičan, tada na integracionoj putanji Γ važi da je $T_2 = \sigma_{ys}$, pa se izraz za J -integral pojednostavljuje na:

$$J = - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_2}{\partial x_1} ds = \int \sigma_{ys} d(u_2^{BC} - u_2^{AB}) = \sigma_{ys} CTOD \quad 2.46$$



Slika 2.27.: Određivanje J -integrala duž putanje ABC [2.90]

čime se dobija:

$$CTOD = \frac{J}{\sigma_{ys}} \quad 2.47$$

Međutim, materijal unutar plastične zone može da se deformiše uz pojavu deformacionog ojačavanja, koje se karakteriše eksponentom ojačavanja n . U tom slučaju se veza može zapisati u opštem obliku kao:

$$CTOD = \frac{J}{\alpha \sigma_{ys}} \quad 2.48$$

gde je α bezdimenzioni faktor koji zavisi od n .

2.5.9. Određivanje parametra K_{IC}

Žilavost loma materijala u uslovima RSD karakteriše se parametrom K_{IC} , koji predstavlja kritičnu vrednost faktora intenziteta napona K . Ovaj parametar opisuje najmanju otpornost materijala prema stvaranju prsline i njenom daljem nestabilnom rastu, pa se smatra osnovnom merom žilavosti loma u okviru linearno-elastične mehanike loma. Vrednost K_{IC} određuje se primenom standardizovane ispitne procedure definisane standardom ASTM E399, korišćenjem epruveta sa mašinski izrađenim zarezom i prethodno formiranom zamornom prslinom propisane dužine. [2.87]

Standard daje više tipova epruveta pogodnih za određivanje parametra. Izbor epruvete zavisi od oblika i dimenzija raspoloživog materijala, kao i od uslova ispitivanja. Najčešće korišćene su:

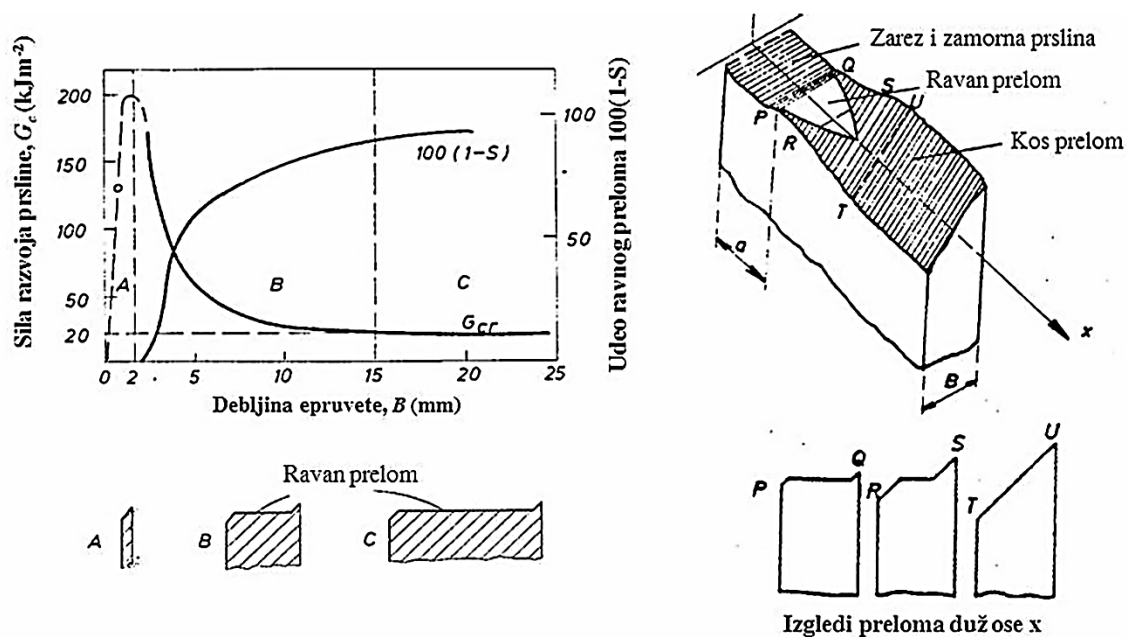
- epruvete za savijanje u tri tačke tzv. Šarpi epruvete (SE(B))
- kompaktne epruvete za zatezanje (C(T))
- kompaktne epruvete u obliku diska (DC(T))
- kao i specijalne lučne epruvete za savijanjem zatezanjem (A(T)).

Detaljan prikaz geometrije i dimenzija navedenih tipova epruveta dat je u standardu [2.87]. Među njima, epruveta za savijanje u tri tačke (*Single Edge (Bend)* — SE(B)) posebno je pogodna za eksperimentalna ispitivanja zbog jednostavnog načina opterećivanja i najčešće se primenjuje za ispitivanje zavarenih spojeva. Sa druge strane, (*Compact (Tension)* — C(T)) epruveta omogućava efikasnije korišćenje materijala i zahteva manje opterećenje tokom ispitivanja, što predstavlja značajnu prednost u pojedinim eksperimentalnim uslovima.

Priprema epruveta za eksperimente podrazumeva formiranje zamorne prsline prema proceduri definisanoj standardom, pri čemu se moraju zadovoljiti propisana ograničenja. Jedan od najvažnijih zahteva jeste da faktor intenziteta napona tokom razvoja zamorne prsline ne prelazi 80 % očekivane vrednosti lomne žilavosti, odnosno da važi uslov $K_f \leq 0,8K_{IC}$. [2.63] Da bi došlo do uspostavljanja RSD glavni uslov je debljina uzorka koji se ispituje i na osnovu podataka koji su prikupljeni iskustveno predstavlja se jednačinom 2.22.

Izraz definiše najmanju debljinu epruvete koja je potrebna da bi se uspostavilo RSD. Ako uslovi nisu ispunjeni materijal pruža veću otpornost na rast prsline. Na sl. 2.28. prikazane su tri oblasti na dijagramima zavisnosti žilavosti loma od debljina ispitivanih uzoraka. Oblasti su obeležene sa A. B i C i označavaju:

- Oblast A (male debljine epruvete) - žilavost loma raste sa povećanjem debljine i uspostavljeno je RSN. Prelomna površina je kosa.
- Oblast B (srednje debljine epruvete) - žilavost loma se smanjuje sa povećanjem debljine, na bočnim površinama je uspostavljeno stanje RSN koje ka sredini prelazi u RSD, prelom je delimično ravan, a na bočnim površinama je kos.
- Oblast C (velike debljine epruvete) - uspostavlja se konstantna veličina žilavosti loma koja odgovara RSD, površina loma je pretežno ravna.



Slika 2.28. Promena žilavosti loma i uдела ravnog preloma sa debljinom epruvete - šematski prikaz i izgled površine preloma pri prelaznom obliku loma [2.72, 2.83]

Postupak dobijanja K_{IC} prema standardu ASTM E399 je:

- Epruveta se tokom ispitivanja opterećuje kvazistatički sve do loma, gde je brzina između 0,55 i 2,75 MPa·m/s.
- Uzimaju se vrednosti za silu, koja se očitava sa kidalice, i vrednosti za CMOD, koje se mere posebnim uređajem.
- Zatim se izračunava K_Q , F_Q koje se koristi za izračunavanje P_Q , očitava se sa dijagrama sila – CMOD. Za C(T) epruvetu K_Q je:

$$K_{IC} = \frac{P_Q}{\sqrt{B B_N \sqrt{W}}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad 2.49$$

gde je:

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right) \left[0,866 + 4,64 \frac{a}{W} - 13,32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \left(\frac{a}{W}\right)^5 \right]}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad 2.50$$

P_Q - sila koja se očitava sa dijagrama

B - debljina epruvete

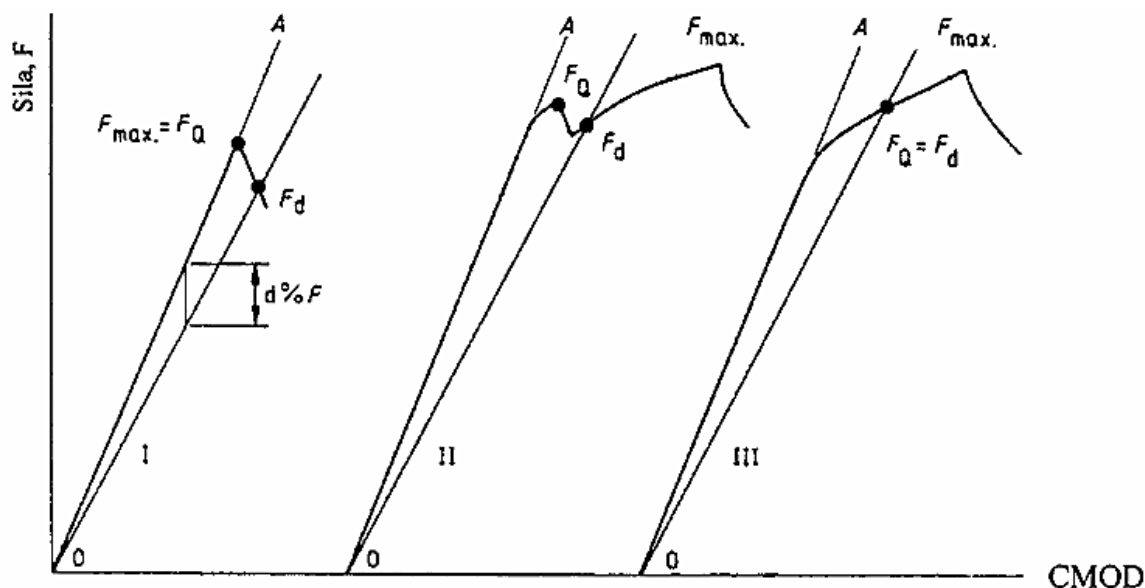
B_N - neto debljina C(T) epruvete

W - efektivna širina epruvete

a - dužina prsline

- Kada se završi ispitivanje treba da se proveri da li su ispunjeni svi uslovi da je:
 1. RSD predstavljen izrazom (2.22) i
 2. $P_{max} \leq 1,1 P_Q$, uslov da bude mala plastična deformacija na vrhu prsline.

Moguća su tri tipa dijagrama sila – CMOD, sl. 2.29 u zavisnosti od osobina materijala, i na osnovu njih se određuju P_{max} i P_Q (Na slici su označeni sa F_{max} i F_Q)



Slika 2.29. Dijagrami sila – CMOD

Iako se parametar K_{IC} određuje direktnim merenjem u skladu sa njegovom definicijom, na tačnost dobijenih rezultata utiče više faktora.

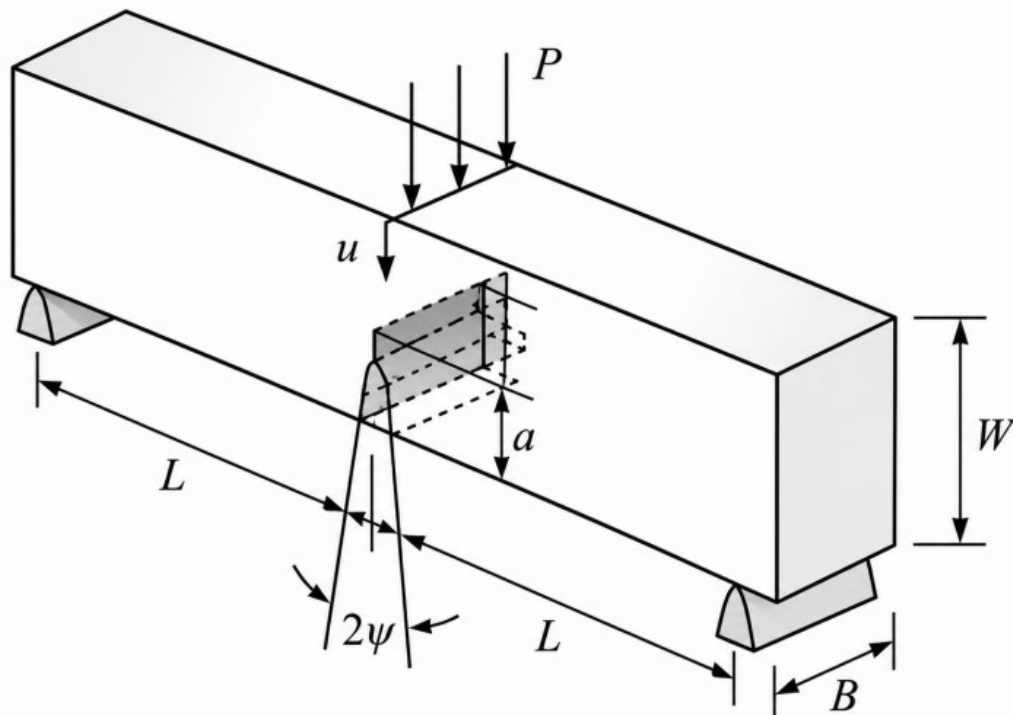
Greške tokom ispitivanja, koje obuhvataju merenje, kalibraciju opreme i pozicioniranje epruvete, mogu iznositi do 3%, dok greška pri određivanju sile P_Q mogu dostići 5%. Posebno značajan izvor nesigurnosti predstavlja merenje dužine prsline, gde greška od oko 3% može dovesti do ukupnog odstupanja rezultata većeg od 10%. Za određivanje dužine prsline, pored konvencionalnih mernih metoda, mogu se primenjivati i stereometrijske tehnike, koje omogućavaju veću preciznost, ali su i same podložne određenim ograničenjima i greškama, naročito u slučajevima malih deformacija. [2.63]

2.5.10. Određivanje parametra J_{IC}

Za žilave materijale, kakvi se primenjuju, na primer, u nuklearnim reaktorima, debljina epruvete za određivanje K_{IC} mora biti velika kako bi se zadovoljili uslovi RSD-a. Zbog toga epruvete postaju veoma masivne i izuzetno skupe. Zbog navedenih ograničenja, *Begley* i *Landes* su razvili eksperimentalnu metodu zasnovanu na primeni *J-integrala*. [2.90] Dobijeni podaci analiziraju se određivanjem elasto-plastične komponente energije deformacije U_{EP} za nekoliko izabranih vrednosti pomeranja (u_1 , u_2 , u_3). Zatim se za svaku od izabranih vrednosti pomeranja konstruišu dijagrami zavisnosti U_{EP} od dužine prsline a . Krive $U_{EP} - a$ se potom diferenciraju kako bi se odredila kritična vrednost *J-integrala* pri inicijaciji loma, J_{IC} .

Iako je metoda koju su razvili *Begley* i *Landes* dovoljno fleksibilna da se može primeniti na epruvete različitih geometrija, njena praktična primena je otežana zbog složene obrade podataka. Postupak zahteva rekonstrukciju i diferenciranje eksperimentalno dobijenih krivih, što može dovesti do značajnog povećanja grešaka merenja. Osim toga, nije jednostavno definisati pouzdan kriterijum za identifikaciju početka širenja prsline. Bez obzira na ove nedostatke, ova metoda predstavlja važan korak u razvoju savremenih eksperimentalnih postupaka za određivanje karakteristika otpornosti materijala prema lomu. [2.90]

Posmatra se SENB epruveta (*Single Edge Notched Bend specimen*), prikazana na sl. 2.30. Prslina dužine a uvodi se u epruvetu debljine B i širine W . Nepuknuti ligament b iznosi približno 50% širine epruvete W . Pri delovanju opterećenja P , koje je primenjeno u centralnoj tački epruvete, ligament b se izlaže intenzivnoj plastičnoj deformaciji. Ugib u tački primene opterećenja označava se sa u , dok ukupna rotacija dva segmenta epruvete iznosi ψ .



Slika 2.30.: SENB epruveta sa zamornom prslinom [2.90]

Kritična vrednost *J-integrala*, označena sa J_{IC} predstavlja vrednost *J-integrala* pri kojoj će doći do rasta prsline ukoliko se *J-integral* dodatno, makar i neznatno, poveća. Međutim, u praksi nije moguće precizno odrediti trenutak koji odgovara samom početku rasta prsline. Zbog toga se dozvoljava mali porast dužine prsline kako bi se sa sigurnošću potvrdilo da je inicijacija njenog rasta već nastupila.

Na osnovu eksperimentalnih iskustava utvrđeno je da rasterećenje izazvano tako malim porastom prsline ne utiče značajno na vrednost *J-integrala*. Iz tog razloga, prilikom eksperimentalnog određivanja J_{IC} dozvoljava se ograničen rast prsline. Ako je površina ispod dijagrama sila-pomeranje za epruvetu opterećenu na savijanje jednaka A , može se pokazati da se *J-integral* određuje izrazom:

$$J_I = \frac{2A}{Bb} \quad 2.51$$

Ovaj izraz se može dokazati primenom dimenzione analize na epruvetu prikazanu na sl. 2.28. Ugao rotacije ψ sastoji se od dva dela: (i) plastične komponente ψ_p koja nastaje usled intenzivne plastične deformacije nepuknutog ligamenta, i (ii) elastične komponente ψ_e koja potiče od elastične deformacije epruvete. Važno je naglasiti da je komponenta ψ_p dominantna, naročito kod epruveta sa dubokom prslinom. Zbog toga se uticaj elastične deformacije može zanemariti.

Plastična komponenta rotacije ψ_p zavisi od sledećih parametara: momenta savijanja u ravni prsline (M), dužine nepuknutog ligamenta (b), debljine epruvete (B), napona tečenja materijala (σ_f), modula elastičnosti (E) i parametra deformacionog ojačavanja (n). Bezdimenziona grupa $M/(\sigma_f B b^2)$ zavisi od ψ_p , σ_f/E i n i može da se izrazi kao:

$$\frac{M}{\sigma_f B b^2} = f(\psi_p, \sigma_f/E, n) \quad 2.52$$

Kako je $\psi_p = \frac{u}{L}$ i $M = \alpha PL$, gde je α koeficijent, jednačina se može modifikovati u oblik:

$$P = \frac{\sigma_f B b^2}{\alpha L} f\left(\frac{u}{B}, \frac{\sigma_f}{E}, n\right) \quad 2.53$$

Diferenciranjem po dužini prsline i uzimajući u obzir da je $\frac{\partial}{\partial a} = -\frac{\partial}{\partial b}$ dobija se:

$$\left(\frac{\partial P}{\partial a}\right)_u = -\frac{2\sigma_f B b}{\alpha L} f\left(\frac{u}{L}, \frac{\sigma_f}{E}, n\right) \quad 2.54$$

Zamenom jednačine 2.53 u jednačinu 2.54 dobija se:

$$\left(\frac{\partial P}{\partial a}\right)_u = -\frac{2P}{b} \quad 2.55$$

Ubacivanjem dobijenog izraza u jednačinu : $J_I = -\frac{1}{B} \int_0^{u_1} \left(\frac{\partial P}{\partial a}\right)_u du$ dobija se:

$$J_I = -\frac{1}{B} \int_0^{u_1} \frac{2P}{b} du = \frac{2A}{Bb} \quad 2.56$$

U slučaju primene CT epruvete, jednačina 2.56 se modifikuje u:

$$J_I = \frac{A}{Bb} g(a_0/W) \quad 2.57$$

gde je a_0 početna dužina prsline, pa sledi:

$$g(a_0/W) = 2[(1 + \alpha)/(1 + \alpha^2)] \quad 2.58$$

gde je a određeno izrazom:

$$a = \left[(2a_0/b)^2 + 2(2a_0/b)^{1/2} - \left(\frac{2a_0}{b}\right) + 1 \right] \quad 2.59$$

2.6. Proširena metoda konačnih elemenata

Zamor materijala predstavlja najčešći uzrok otkaza konstrukcija, uključujući i katastrofalne lomove, kao što je bila železnička nesreća u Meudonu (*Railroad Catastrophe at Meudon*). Nakon ovog događaja, istraživanja koja je sproveo Rankin na polomljenim osovima u Velikoj Britaniji ukazala su na značaj koncentracije napona i rasta prsline usled ponovljenog, odnosno cikličnog opterećenja. Međutim, uprkos značaju ovih zapažanja, Rankinov koncept nije bio prihvaćen niti šire primenjivan tokom narednih nekoliko decenija.

Naučna otkrića sama po sebi ne mogu doprineti rešavanju inženjerskih problema sve dok njihova primena ne dostigne odgovarajući nivo razvoja koji omogućava značajno smanjenje broja otkaza konstrukcija. Danas numeričke analize predstavljaju jedan od najvažnijih aspekata praktične primene u gotovo svim oblastima inženjerstva, a jedan od najboljih primera za to jesu Metoda konačnih elemenata (MKE) ili *Finite Element Method* — FEM i njena proširena verzija (*Extended Finite Element Method* — XFEM), koje se koriste za simulaciju zamornog rasta prsline.[2.91] Zanimljivo je istaći da je jedna od prvih primena metode konačnih elemenata bila analiza naponskog stanja avionskog krila, koju su sprovedi inženjeri kompanije Boeing.

Da su konstruktori aviona De Havilland Comet tada raspolagali ovako moćnim numeričkim alatom, verovatno bi bilo moguće izbeći brojne ljudske žrtve nastale usled katastrofalnih otkaza konstrukcije. Iako se često navodi da su uzrok problema bili kvadratni prozori na trupu aviona, oni su zapravo bili blago zaobljeni. Međutim, radijusi zaobljenja nisu bili dovoljni da značajno smanje koncentraciju napona, pa su predstavljali mesta iniciranja prslina.

Do kraja pedesetih godina XX veka uspostavljena su tri ključna dostignuća koja su postavila temelje savremenih istraživanja zamora i mehanike loma:

- definisanje faktora intenziteta napona kao osnovnog parametra mehanike loma,
- uspostavljanje veze između brzine rasta zamorne prslina i opsega faktora intenziteta napona kroz Parisov zakon,
- kao i razvoj metode konačnih elemenata za precizno određivanje raspodele napona u konstrukcijama. Ova dostignuća omogućila su dalji intenzivan razvoj i primenu novih saznanja u inženjerskoj praksi.

Modeliranje prslina primenom klasične metode konačnih elemenata zahteva eksplicitno uvođenje geometrijskog diskontinuiteta u model. Problem postaje znatno složeniji kada se razmatra rast prslina, jer je neophodno sukcesivno generisanje nove mreže konačnih elemenata kako bi se pratilo pomeranje i razvoj diskontinuiteta tokom širenja prslina.

U analizama rasta prslina primenom XFEM metode koriste se dve osnovne grupe funkcija obogaćenja.

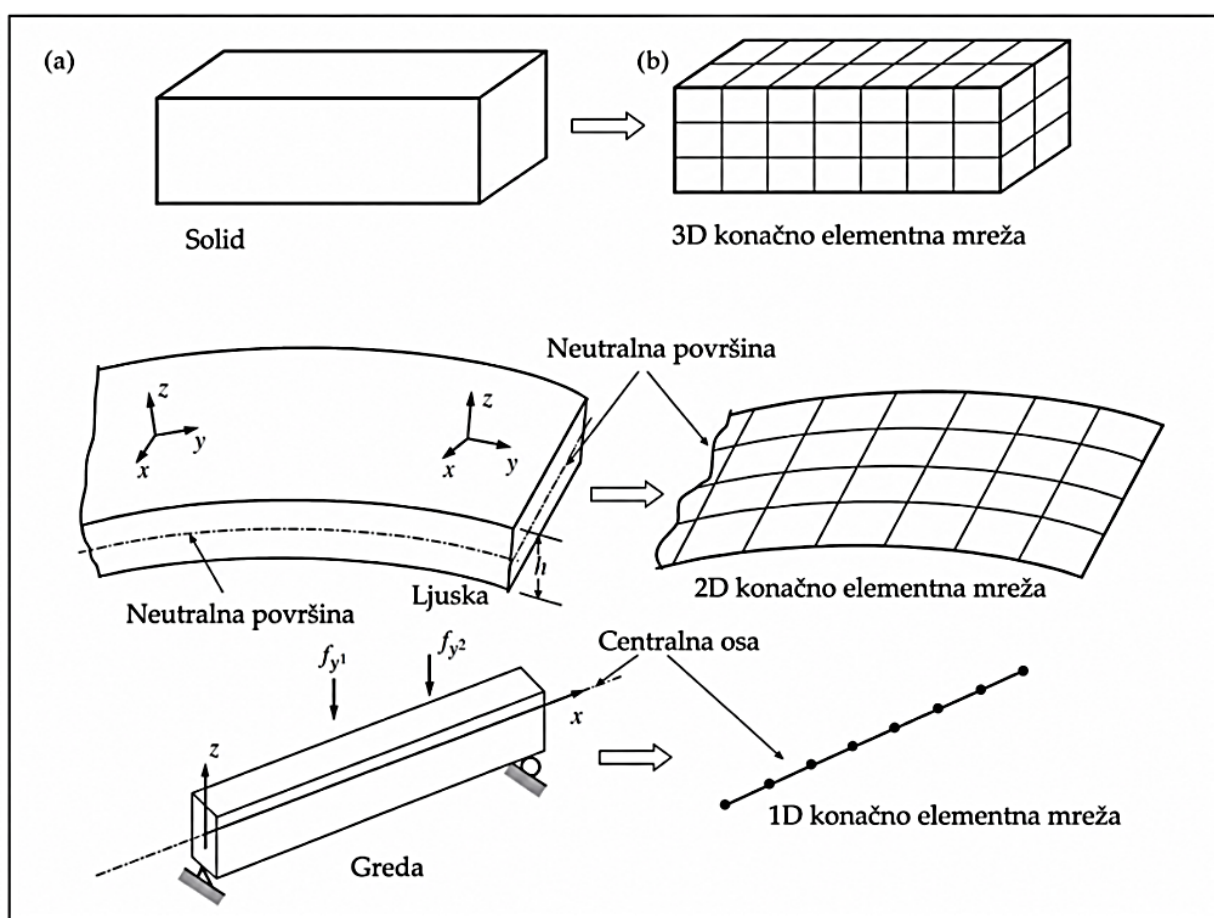
Prvu grupu čini diskontinuirana Heaviside-ova funkcija, koja omogućava opisivanje polja pomeranja na površinama prslina i predstavlja prekid kontinuiteta pomeranja između njenih lica. Drugu grupu čine asimptotske funkcije pomeranja u vrhu prslina, poznate kao funkcije vrha prslina (*near-tip functions*), koje omogućavaju precizno modeliranje karakterističnog napon-deformacija stanja u neposrednoj okolini vrha prslina. Od svog nastanka, XFEM se intenzivno razvijao zahvaljujući sposobnosti da prevaziđe dugogodišnje probleme vezane za generisanje i prilagođavanje mreže konačnih elemenata u analizama mehanike loma. Pored toga, metoda omogućava jednostavnu implementaciju, visoku robusnost, efikasnost i tačnost, kao i proširenje primene na nelinearne probleme. Osnovna karakteristika XFEM pristupa jeste mogućnost da prslina prolazi kroz konačne elemente nezavisno od njihove geometrije i rasporeda u mreži.

Razvoj XFEM-a zasniva se na konceptu metode konačnih elemenata sa particijom jedinstva (*Partition of Unity Finite Element Method* – PUFEM), koja je omogućila uključivanje lokalnih asimptotskih rešenja za vrh prslina u standardni okvir metode konačnih elemenata. Sličan pristup primenjuje i generalizovana metoda konačnih elemenata (*Generalized Finite Element Method* – GFEM), u kojoj se kao funkcije obogaćenja koriste analitička rešenja i sopstvene funkcije za probleme singularnosti napona i prslina u elastičnim telima.

Kombinovanjem koncepta particije jedinstva sa metodom konačnih elemenata omogućeno je modeliranje dvodimenzionalnih i trodimenzionalnih prslina korišćenjem lokalnih funkcija obogaćenja koje opisuju ponašanje u vrhu prslina. Na taj način XFEM predstavlja moćan matematički alat koji omogućava prisustvo diskontinuiteta unutar konačnog elementa obogaćivanjem stepena slobode posebnim funkcijama pomeranja. U poređenju sa klasičnom metodom konačnih elemenata, XFEM pruža značajne prednosti pri numeričkom modeliranju rasta prslina, jer nije neophodno da se geometrija prslina poklapa sa ivicama konačnih elemenata, što modeliranje čini znatno fleksibilnijim i efikasnijim.[2.91]

Brojne studije pokazale su uspešnu primenu XFEM metode u rešavanju različitih problema mehanike loma i integriteta konstrukcija. Posebna pažnja pri takvim analizama posvećuje se definisanju inicijalne prsline, izboru odgovarajućeg softverskog paketa za simulaciju, kao i poređenju rezultata dobijenih primenom XFEM i konvencionalne metode konačnih elemenata. Zbog svojih prednosti, XFEM danas predstavlja jednu od najznačajnijih numeričkih metoda za analizu stvaranja i širenja prsline u inženjerskim konstrukcijama.[2.91-2.92]

Značajan doprinos daljem razvoju XFEM-a predstavljala je njegova implementacija u softverski paket Abaqus korišćenjem korisničkih potprograma (UEL). Pored problema linearno-elastične mehanike loma, analizirani su i složeniji slučajevi nelinearnog kontakta sa trenjem kroz više numeričkih primera. Što znači da pruža veliki dijapazon parametra .kao što su izbor tehnike mreženja, tipa i veličine konačnih elemenata, pojednostavljenje modela usled simetričnosti konstrukcije, modeliranje sklopova i analiza dvodimenzionalnih modela, sl. 2.31.



Slika 2.31: Prikaz konačnih elemenata [2.92]

Pored primenjenih istraživanja, značajna pažnja posvećena je i matematičkim aspektima XFEM metode. Razvijena su unapređena pravila Gaussove numeričke integracije za singularna polja, prošireni konačni elementi višeg reda i harmonijske funkcije obogaćenja. Predložene su nove kvadrature šeme za integraciju nad elementima proizvoljnog oblika u dvodimenzionalnim problemima bez njihove dodatne podele, pri čemu je korišćen minimalan broj Gaussovih tačaka. Za slabo singularne podintegralne funkcije tzv. integrande primenjena je polarna transformacija radi eliminisanja singularnosti.

Dalja unapređenja odnosila su se na efikasnu integraciju polinoma nad nepravilnim konveksnim poligonima i poliedrima, kao i na razvoj postupaka za integraciju diskontinuiranih funkcija bez potrebe za razlaganjem domena na trouglove ili tetraedre. Predstavljen je i jedinstven postupak za numeričko određivanje funkcija obogaćenja. Za svaki element presečen prslinom funkcija obogaćenja određivana je rešavanjem Laplasove jednačine uz Dirihleove i homogenizovane Nojmanove granične uslove. Na osnovu toga izvršena je procena faktora intenziteta napona za različite konfiguracije prslina.

Posebna istraživanja bila su usmerena na analizu uticaja šupljina, uključaka i drugih grešaka na dinamičke faktore intenziteta napona glavne prsline. Za modeliranje diskontinuiteta korišćene su različite funkcije obogaćenja u okviru metode konačnih elemenata zasnovane na particiji jedinstva (PUFEM), dok su dinamički faktori intenziteta napona određivani primenom interakcionog integrala.

Numeričkim simulacijama proučavan je put širenja prsline, kao i uticaj otvora na širenje zamorne prsline i radni vek konstrukcije. Iako je rast prsline u takvim uslovima neizbežan, simulacije su omogućile predviđanje njenog pravca širenja tako da kritične zone konstrukcije ostanu izvan zone njenog daljeg napredovanja, čime se povećava sigurnost i pouzdanost konstrukcije tokom eksploatacije.[2.91]

2.6.1. Formulacija Metode konačnih elemenata

Kada nije moguće analitički odrediti raspodelu veličina, MKE daje približnu raspodelu. Podelom oblasti na elemente i primenom odgovarajućih fizičkih zakona na svaki element dobija se približno rešavanje posmatranog problema. Osnovna jednačina za MKE je:

$$F=[K]u \quad 2.60$$

dok za dinamičke uslove važi:

$$F = [M]\ddot{u} + [C]\dot{u} + [K]u \quad 2.61$$

U navedenim jednačinama:

$[K]$ je globalna matrica krutosti i predstavlja sumu matrica krutosti svih elementa,

u - globalni vektor pomeranja,

F – globalni vektor sila

$[M]$ – globalna matrica masa

$[C]$ – globalna matrica prigušenja

Rešavanje jednačina se svodi na određivanje nepoznatih pomeranja čvorova svih elemenata, tako što su poznate matrice krutosti, masa, prigušenje i sila. [2.93]

2.6.2. Osnovi proširene metode konačnih elemenata

Primena klasične MKE u analizi prslina podrazumeva podudaranje mreže sa geometrijom diskontinuiteta. U slučaju rasta prsline problem se dodatno komplikuje, budući da je potrebno generisanje mreže modela radi praćenja promena geometrije i položaja diskontinuiteta tokom

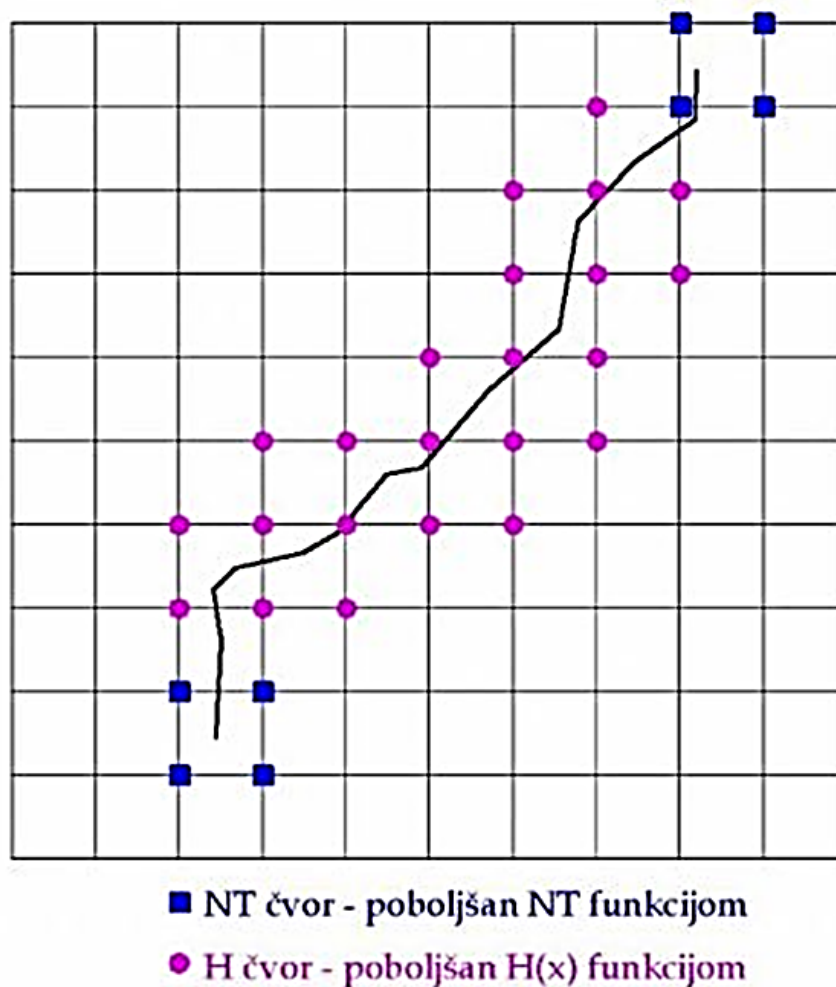
procesa rasta prsline. Za razliku od klasične metode konačnih elemenata, XFEM omogućava modelovanje prsline proizvoljnog oblika nezavisno od rasporeda mreže konačnih elemenata.

Na taj način moguće je simulirati rast prsline bez potrebe za ponovnim generisanjem ili prilagođavanjem mreže u zoni njenog rasta.

XFEM je zasnovan na:

- generisanje mreže konačnih elemenata bez uključivanja prsline u geometriju mreže,
- primena dodatnih funkcija obogaćenja za aproksimaciju diskontinuiteta. Pri analizi rasta prsline razmatra se dva tipa funkcija poboljšanja
 - diskontinualna Heaviside-ova funkcije $H(x)$
 - skup linearnih elastičnih aproksimacija funkcija pomeranja.

Modeliranje prsline se odvija kada se čvorovima čiji su elementi presečeni prslinom dodaju novi stepeni slobode. Time se omogućava numerički opis diskontinuiteta izazvanog prisustvom prsline, nezavisno od rasporeda mreže konačnih elemenata.



Slika 2.32. Čvorovi poboljšani NT i $H(x)$ funkcijom [2.92-2.94]

Postoje tri tipa čvora:

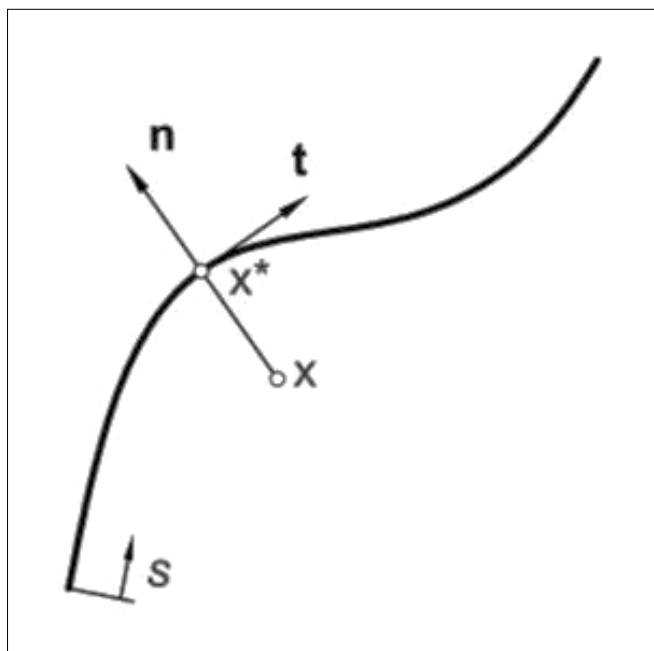
1. „K“ čvor ima dva stepena slobode i primenjuje se na konačne elemente koji nisu presečeni prslinom,
2. „H“ čvor je obogaćen Heaviside-ovom funkcijom skoka $H(x)$ koristi se za modelovanje diskontinuiteta duž prsline. Ovakvo obogaćenje primenjuje se na čvorove čija je oblast presečena prslinom, pod uslovom da se vrh prsline ne nalazi ni u jednom od pripadajućih elemenata, sl. 2.32. Zbog dodatnog opisa diskontinuiteta, ovaj tip čvora raspolaže sa četiri stepena slobode i
3. „NT“ čvor predstavlja čvor obogaćen sa 4 funkcije koje opisuju asimptotsko polje pomeranja u okolini vrha prsline. Ovi čvorovi pripadaju elementu koji sadrži vrh prsline i ima ukupno deset stepeni slobode.

2.6.3. Funkcije poboljšanja

2.6.3.1. Generalizovana Heavisidova funkcija

Za opisivanje diskontinuiteta duž prsline koristi se opšta Heaviside-ova funkcija $H(x)$. Ova funkcija ima vrednost +1 za tačke koje se nalaze sa strane prsline ka kojoj je usmerena njena spoljašnja normala, dok za tačke na suprotnoj strani poprima vrednost -1. Na taj način $H(x)$ omogućava razlikovanje dve strane prsline i modelovanje skokovitog diskontinuiteta pomeranja, sl 2.33.[2.94]

$$H(x) = \begin{cases} -1 & \text{za } \xi(x - x^*) < 0 \\ 1 & \text{za } \xi(x - x^*) \geq 0 \end{cases} \quad 2.62$$



Slika 2.33. Položaj tačke u odnosu na prslinu [2.92-2.94]

gde je:

n - jedinični spoljašnji normalni vektor,

x - posmatrana (odabrana) tačka,

x^* - tačka preseka prsline sa mrežom konačnih elemenata.

2.6.3.2. Funkcije asimptotskog polja pomeranja-NT funkcije

Za opis polja pomeranja u neposrednoj okolini vrha prsline primenjuju se funkcije obogaćenja:

- Kada je reč o izotropnim – elastičnim materijalima (*Fleming et al., 1997*) tada se koriste četiri funkcije poboljšanja:

$$\Psi(r, \theta) = [\Psi_1, \Psi_2, \Psi_3, \Psi_4] = \left[\sqrt{r} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right), \sqrt{r} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \sqrt{r} \sin(\theta) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right), \sqrt{r} \sin(\theta) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad 2.63$$

- Kod ortotropnih materijala (*Carlone et al., 2003; Ebrahimi, 2008; Mohammadi, 2008*) je prisutno šest funkcija poboljšanja:

$$\begin{aligned} \Psi(r, \theta) &= [\Psi_1, \Psi_2, \Psi_3, \Psi_4, \Psi_5, \Psi_6] = \\ &= \left[\sqrt{r} \cos\left(\frac{\theta_1}{2}\right) \sqrt{g_1(\theta)}, \sqrt{r} \sin\left(\frac{\theta_1}{2}\right) \sqrt{g_1(\theta)}, \sqrt{r} \cos\left(\frac{\theta_2}{2}\right) \sqrt{g_2(\theta)}, \sqrt{r} \sin\left(\frac{\theta_2}{2}\right) \sqrt{g_2(\theta)} \right] \end{aligned} \quad 2.64$$

gde r i θ predstavljaju koordinate u lokalnom polarnom koordinatnom sistemu čiji se koordinatni početak nalazi u vrhu prsline.

- Kod elasto – plastične analize (*Mohammadi, 2008*) takođe je prisutno šest funkcija:

$$\begin{aligned} \Psi(r, \theta) &= [\Psi_1, \Psi_2, \Psi_3, \Psi_4, \Psi_5, \Psi_6] = \\ &= r^{\frac{1}{n+1}} \left[\sin\left(\frac{\theta}{2}\right), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(\theta), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(\theta), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(2\theta), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(2\theta) \right] \end{aligned} \quad 2.65$$

ili

$$\begin{aligned} \Psi(r, \theta) &= [\Psi_1, \Psi_2, \Psi_3, \Psi_4, \Psi_5, \Psi_6] = \\ &= r^{\frac{1}{n+1}} \left[\sin\left(\frac{\theta}{2}\right), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(\theta), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(\theta), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(3\theta), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(3\theta) \right] \end{aligned} \quad 2.66$$

kombinacijom dve varijante dobija se funkcija sa ukupno osam funkcija poboljšanja:

$$\begin{aligned} \Psi(r, \theta) &= [\Psi_1, \Psi_2, \Psi_3, \Psi_4, \Psi_5, \Psi_6, \Psi_7, \Psi_8] = \\ &= r^{\frac{1}{n+1}} \left[\sin\left(\frac{\theta}{2}\right), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(\theta), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(\theta), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(2\theta), \right. \\ &\quad \left. \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(2\theta), \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(3\theta), \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin(3\theta) \right] \end{aligned} \quad 2.67$$

2.6.4. Definisanje polja pomeranjem u XFEM

Funkcije obogaćenja primenjuju se lokalno, na mali broj elemenata u blizini prsline, umesto na čitav analizirani domen. U skladu sa tim, dodatni stepeni slobode uvode se u elemente koji sadrže diskontinuitet, kao i u određene susedne elemente, radi preciznijeg opisa polja pomeranja i napona.

Opšti oblik aproksimacije vektorske funkcije pomeranja za funkcije poboljšanja, predstavlja se na sledeći način:

$$u^h(x) = \sum_{i=1}^n N_i(x) [\sum_{\alpha=1}^m \Psi_{\alpha}(x) \alpha_i^{\alpha}] \quad 2.68$$

gde su:

$N_i(x)$ – interpolacione funkcije i – tog elementa

n – broj konačnih elemenata

$\Psi_{\alpha}(x)$ – α -ta funkcija poboljšanja u i – tom čvoru

m – broj funkcija poboljšanja

α_i^{α} – dodatni stepen slobode koji odgovaraju α -toj funkciji poboljšanja u i -tom čvoru

Ako se rast prsline modelira u 2D modelu, aproksimacija pomeranja se prikazuje na sledeći način:

$$u^h(x) = \sum_{i \in S_u} N_i(x) \left[u_i + \underbrace{H(x) a_i}_{i \in S_a} + \underbrace{\sum_{\alpha=1}^4 \Psi_{\alpha}(x) b_i^{\alpha}}_{i \in S_b} \right] \quad 2.69$$

gde su:

u_i - vektor pomeranja konačnog elementa

a_i - vektor čvornog pomeranja poboljšan *Heaviside*-ovom funkcijom

b_i^{α} - vektor čvornog pomeranja poboljšan *NT* funkcijom

S_u - skup svih čvorova na konačnim elementima

S_a - skup čvorova na konačnim elementima presečenim prslinom

S_b - skup svih čvorova na konačnim elementima koji sadrže vrh prsline

2.6.5. Opšti oblik proširene metode konačnih elemenata

Jednačine dobijene u predhodnom poglavlju, jednačine pomeranja, koriste se da se uspostavi veza između: globalne matrice krutosti K , matrice stepena slobode u čvorovima q i matrice koja se primenjuje u čvorovima f :

$$K \cdot q = f \quad 2.70$$

Globalna matrica krutosti K može se predstaviti na sledeći način:

$$K = \begin{bmatrix} K_{uu} & K_{ua} \\ K_{ua}^T & K_{aa} \end{bmatrix} \quad 2.71$$

gde su:

K_{uu} - klasična matrica krutosti konačnih elemenata

K_{aa} - matrica krutosti „poboljšanih“ konačnih elemenata

K_{ua} - matrica sprege između klasičnih i „poboljšanih“ komponenti krutosti

K_e - elementarna matrica može se za bilo koju matricu izračunati preko jednačine:

$$K_e = \int_{\Omega^h} B_\alpha^T C B_\beta d\Omega \quad \alpha, \beta = u, a \quad 2.72$$

pri čemu su:

C - konstitutivna matrica izotropnog linearnog elastičnog materijala

B_u - matrica izvoda klasičnih funkcija oblika

B_a - matrica izvoda poboljšanih funkcija oblika

Opšti oblik matrica B_u i B_a :

$$B_u = \begin{bmatrix} N_{i,x} & 0 & 0 \\ 0 & N_{i,y} & 0 \\ 0 & 0 & N_{i,z} \\ 0 & N_{i,z} & N_{i,y} \\ N_{i,z} & 0 & N_{i,x} \\ N_{i,y} & N_{i,x} & 0 \end{bmatrix} \quad 2.73$$

$$B_a = \begin{bmatrix} (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,x} & 0 & 0 \\ 0 & (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,y} & 0 \\ 0 & 0 & (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,z} \\ 0 & (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,z} & (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,y} \\ (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,z} & 0 & N_{i,x} \\ (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,y} & (N_i, \Psi_i^\alpha)_{,x} & 0 \end{bmatrix} \quad 2.74$$

gde su:

$$N_{i,k} = \frac{\partial(N_i(x))}{\partial x_k} \quad 2.75$$

$$(\Psi_i^\alpha)_{,k} = \frac{\partial(N_i(x)\Psi_i^\alpha)}{\partial x_k} \quad 2.76$$

$(N_i, \Psi_i^\alpha)_{,k}$ se izračunava ako se primeni izvod proizvoda:

$$\frac{\partial(N_i(x)\Psi_i^\alpha(x))}{\partial x_k} = \frac{\partial(N_i(x))}{\partial x_k} \Psi_i^\alpha(x) + N_i(x) \frac{\partial(\Psi_i^\alpha(x))}{\partial x_k} \quad 2.77$$

a q i f , matrice, mogu da se izračunaju preko jednačina:

$$q^T = \{u \quad a\}^T \quad 2.78$$

$$f^T = \{f_u^T \quad f_a^T\}^T \quad 2.79$$

gde su:

u i a – vektori pomeranjaklasičnih i dodatih stepeni slobode

f_u i f_a - vektori primenjenih sila klasičnih i poboljšanih komponenti aproksimacije pomeranja

Primenom funkcija poboljšanja i dodatnih stepena slobode može se izračunati vektor relativne deformacije i napona:

$$\varepsilon = [B_u, B_a]\{u \quad a\}^T \quad 2.80$$

$$\sigma = C \cdot \varepsilon \quad 2.81$$

2.6.6. Nedostaci XFEM

1. Tačnost dobijenih rezultata u velikoj meri zavisi od kvaliteta formirane mreže. Na preciznost proračuna utiču tip korišćenih elemenata (tetraedarski ili heksaedarski), njihove dimenzije, kao i gustina mreže u kritičnim zonama konstrukcije.
2. Zbog toga je za pravilno generisanje mreže neophodno odgovarajuće iskustvo i dobro poznavanje numeričkih metoda, jer izbor mreže značajno utiče na pouzdanost i tačnost analize.

3. Da bi se omogućilo izračunavanje parametara mehanike loma, kao što su faktor intenziteta napona K_I i J -integral, neophodno je da se sve čvorne tačke koje definišu front prsline tokom njenog širenja u svakom trenutku nalaze unutar istog regiona modela. Ovakav uslov uvodi određena ograničenja prilikom modeliranja konstrukcija, naročito kod spojeva sastavljenih od više materijala, kao što su FSW spojevi, kao i kod složenijih geometrija i oblika prsline.
4. Pri analizi zamora pretpostavlja se da su konstante u Parisovoj jednačini jednoznačne za čitavu konstrukciju, odnosno da imaju iste vrednosti u svim regionima modela. Zbog toga nije moguće definisati različite vrednosti Parisovih koeficijenata za pojedine delove konstrukcije iznađene od različitih materijala. Ovo predstavlja ograničenje prilikom proračuna zamornog rasta prsline u heterogenim konstrukcijama, gde materijali mogu imati različito ponašanje pri zamoru. [2.92-2.94]

2.6.7. SMART crack growth opcija

Poslednjih godina je razvijena još jedna metoda simuliranja rasta prsline primenom konačnih elemenata, takozvana SMART crack growth metoda, koja je implementirana u ANSYS softver u verziji 19,2 [2.95]. SMART (Separating, Morphing, Adaptive, and Remeshing Technology) metoda [2.96] se zasniva na sledećim principima:

- Eksplicitnom razdvajanju elemenata i njihovih čvorova kako bi se generisali novi frontovi prsline tokom njenog rasta (separating)
- Prilagođavanje oblika susednih elemenata kako bi se postigla kvalitetna geometrijska tranzicija tokom rasta prsline, i izbeglo formiranje konačnih elemenata lošeg kvaliteta (Morphing)
- Automatska procena lokalnih naponskih polja i parametara mehanike loma kao kriterijum za dalji rast prsline (Adaptive)
- Automatsko usitnjavanje i regenerisanje mreže u lokalizovanoj oblasti u blizini vrha prsline u svakom koraku simulacije njenog rasta (Remeshing)

Ova metoda, kao i prethodno opisani XFEM, se zasniva pre svega na linearno-elastičnoj mehanici loma. U poređenju sa XFEM u pogledu simulacija rasta zamorne prsline, SMART metoda je efikasnija i brža, kao i jednostavnija za korišćenje, jer ne zahteva dodatni softver, kao što je slučaj u ABAQUS-u, koji ovakve simulacije može da radi samo uz dodatak Morfeo/crack softvera. Glavni kriterijum rasta prsline kod SMART metode je vezan za faktor intenziteta napona, odnosno njegovo prekoračenje kritične vrednosti, prethodno pominjane žilavosti loma:

$$K_I \geq K_{IC} \quad (2.82)$$

Ovaj kriterijum predstavlja pojednostavljenu verziju formule za rast prsline pri kombinovanom režimu:

$$K_{eqv} = \frac{1}{2} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) [K_I(1 + \cos\theta) - 3K_{II}\sin\theta] \geq K_{IC} \quad (2.83)$$

s obzirom da su svi slučajevi rasta prsline analizirani ovde obuhvatali samo prvi režim otvaranja prsline. I kod SMART crack growth opcije, simulacija rasta zamorne prsline se oslanja na Parisov zakon [2.97]. Simulacija rasta prsline, kako pri statičkom, tako i pri dinamičkom opterećenju primenom ove opcije podrazumeva određena pravila i ograničenja. Poput XFEM, SMART može da se koristi za linearno elastični izotropni model materijala, dok je u drugim slučajevima njena primena dosta ograničena, naročito kod nelinearnih modela materijala. U takvim slučajevima,

moгуće je simulirati rast zamorne prsline samo ukoliko u samom modelu nema velikih pomeranja, odnosno deformacija [2.98]. Pri definisanju same prsline, neophodno je postaviti njen koordinatni sistem, pri čemu pozitivni pravac X-ose mora da se poklapa sa pravcem u kom će se rast prsline odvijati. Još jedna specifičnost vezana je za izbor konačnih elemenata – kod SMART crack growth simulacija, uvek moraju da budu izabrani tetraedralni elementi [2.96].

SMART crack growth opcija ima nekoliko ključnih prednosti pored brzine generisanja mreže i samih proračuna. Pre svega, daje mogućnost simulacije rasta više prsline u istom modelu, što je daleko teže, a neretko i nemogue izvesti primenom XFEM. Za razliku od klasičnog pristupa, pri kome se cela mreža konačnih elemenata regeneriše u svakom koraku (što je bio početni problem koji je upravo XFEM rešio), kod SMART crack growth metode je regenerisanje mreže lokalizovano u vrhu prsline, čime se značajno štedi na vremenu. Takođe, usled svoje adaptivne prirode, SMART metoda automatski predviđa putanju rasta prsline, i mnogo bolje simulira složenije slučajeve u kojima prsline menja pravac rasta.

Što se samog postupka korišćenja ove opcije pri simulaciji zamornih prsline tiče, on je sličan kao i u slučaju klasične i proširene metode konačnih elemenata, u pogledu diskretizacije, određivanja matrica krutosti, polja pomeranja i deformacija i ostalih koraka. I kod SMART crack growth opcije je neophodno prvo definisati granične uslove, kao i opterećenje. Ovde je bitno napomenuti da ANSYS ima mogućnost definisanja opterećenja preko tabela ili funkcija, čime se obezbeđuje realnija simulacija u slučajevima kada je modelirana konstrukcija izložena opterećenju koje nije promenljivo samo u smislu amplitude napona, već i u pogledu vrednosti (npr. momenti savijanja pri ispitivanju zamornih epruveta). Prethodno je pomenuto da SMART zahteva i lokalni koordinatni sistem (za svaku prslinu koja se simulira), i da mreža konačnih elemenata u domenu rasta prsline mora biti sačinjena od tetraedralnih konačnih elemenata.

Definisanje ulaznih parametara za mrežu konačnih elemenata pri korišćenju SMART opcije se razlikuje od ostalih metoda, usled automatskog usitnjavanja mreže, kako pri generisanju, tako i pri svakom koraku simulacije, odnosno rasta prsline. Početna veličina konačnih elemenata u ovom slučaju treba da bude značajno veća nego što bi bila kod klasične metode ili XFEM, kako bi se usitnjavanjem mreže dobili elementi u okolini prsline koji nisu suviše mali, odnosno kako bi se ograničio njihov broj, i izbegli predugački i prezahtevni proračuni. Ovo se može podesiti pri definisanju mreže, preko opcija koje kontrolišu minimalnu veličinu elementa u blizini prsline. Takođe treba voditi računa i o tome da će se mreža i naknadno usitnjavati, tako da početna mreža konačnih elemenata u okolini prsline ne bi trebalo da se sastoji od jako malih elemenata.

Što se mehaničkih osobina i ostalih ulaznih podataka tiče, procedura je nešto drugačija u poređenju sa drugim metodama. Dok u XFEM nema potrebe za unošenjem granice tečenja i zatezne čvrstoće, u ANSYS-u postoji i ta opcija, u okviru definisanja linearno-elastičnog ponašanja materijala. Kao i kod XFEM, neophodno je uneti i koeficijente Parisove jednačine, pri čemu posebno treba voditi računa o izboru jedinica, pošto ANSYS ima nekoliko različitih opcija. Izbor jedinica sa druge strane zavisi da li simulacija treba da prikaže rezultate za faktor intenziteta napona preko korena iz metra ili milimetra.

Takođe, koraci opterećenja su ključan parametar pri ovakvim simulacijama, jer oni definišu ukupan rast prsline (više o ovome će biti reči u poglavlju gde su detaljno opisane simulacije). U okviru ove opcije mogu da se definišu i međukoraci za svaki korak zasebno, što je korisna opcija jer daje

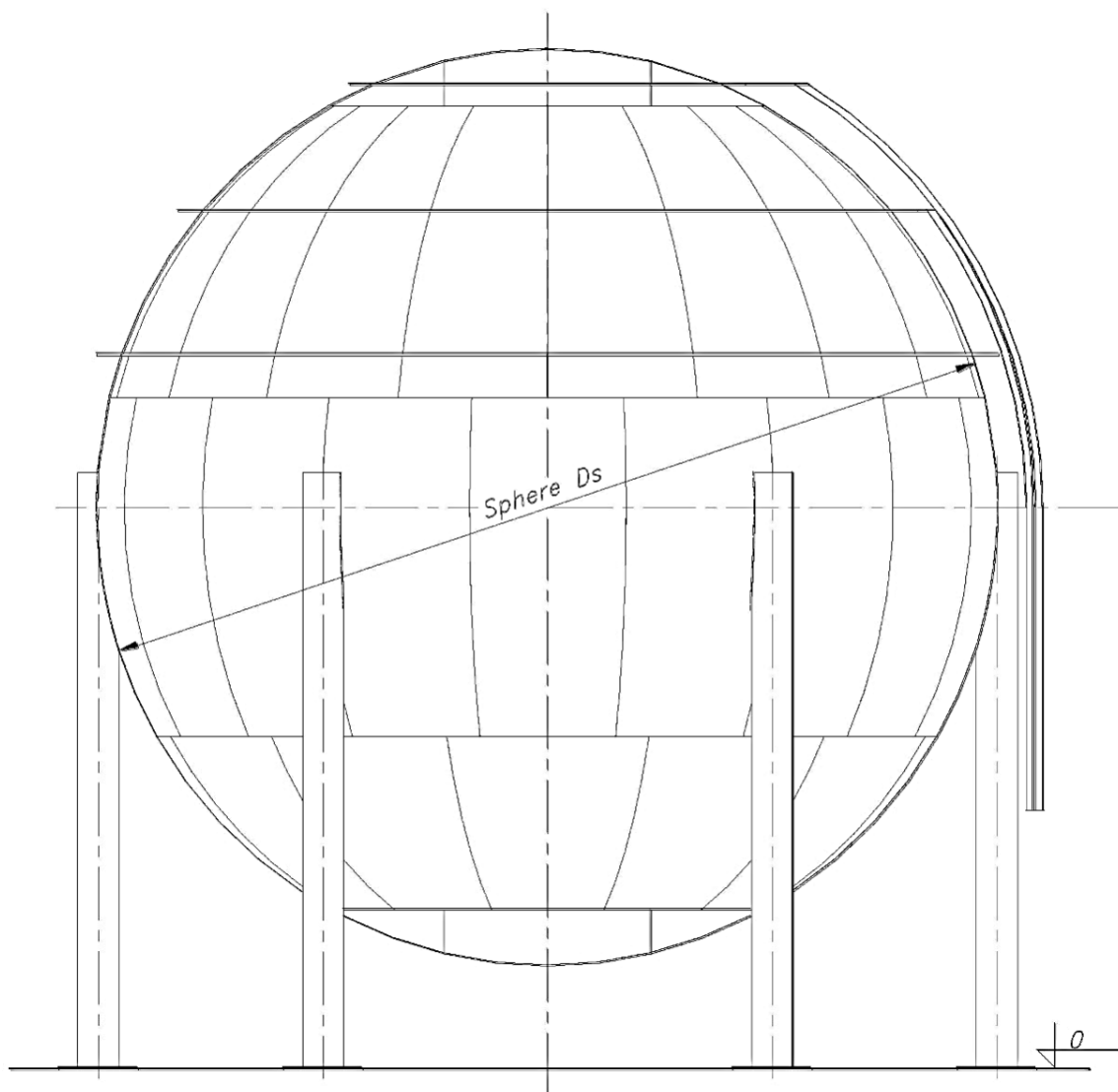
detaljniji uvid u to kako prslina raste tokom trajanja simulacije. Broj koraka zavisi od očekivanog rasta prsline, kao i ulaznih parametara (mehaničkih osobina i Parisovih koeficijenata), kao i od opterećenja. U slučaju definisanja prevelikog broja koraka, SMART crack growth simulacija će se zaustaviti u koraku gde je prekoračen kriterijum loma i prikazati rezultate za sve korake do tog trenutka.

Uzimajući u obzir sve prednosti koje ova, relativno nova metoda nudi u odnosu na XFEM (lakša za upotrebu, manje zahtevna u pogledu vremena i resursa, detaljniji rezultati koji su pogodniji za dalju obradu i interpretaciju), SMART crack growth je odabrana kao alat za numeričku simulaciju rasta zamorne prsline u sfernom rezervoaru, i detaljan opis razvoja, pripreme i proračuna numeričkog modela biće dat u 4.6.

3. EKSPERIMENT

U drugoj polovini prošlog veka je u Železarni Acroni Jesenice u Sloveniji, osvojena proizvodnja sitnozrnog mikrolegiranog poboljšanog čelika NIOMOL 490K (NM 490K), namenjenog za izradu zavarenih konstrukcija cevovoda visokog pritiska, mostova, posuda pod pritiskom i ostalih zavarenih konstrukcija kod kojih je, pored ostalih fizičkih osobina, važna i masa konstrukcije (razna vozila, cisterne i dr.). Industrijskoj proizvodnji prethodio je opsežan naučno-istraživački rad koga su se prihvatili istraživači iz svih republika SFRJ i koji je između ostalog, rezultirao većim brojem magistarskih i doktorskih radova. Ploča od NM 490K ima i dalje na tržištu tako da je za potrebe izrade ovog doktorata ispitivana određena količina materijala iz šarže br. 146951/325.

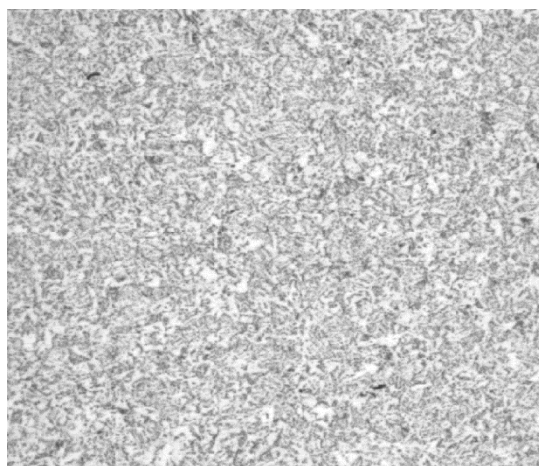
Cilj istraživanja ovog dokorskog rada je bio da se oceni integritet posude pod pritiskom izrađene od čelika NIOMOL 490K (NM 490K) namenjene za rad na niskim temperaturama. U tu svrhu je zavarivanjem izrađena eksperimentalna posuda pod pritiskom prikazana na sl. 3.1. U pitanju je sferni rezervoar koji se sastoji iz dve polutke — gornje i donje, svaka polutka je sastavljena od segmenata koji su međusobno zavareni. Plan ispitivanja zavarenih ploča od NM 490K obuhvata ispitivanja osnovnog metala (OM) i zavarenog spoja (ZS).



Slika 3.1 Zavareni sferni rezervoar

3.1. Materijal

Materijal oznake NM 490K spada u grupu niskolegiranih čelika druge generacije sa molibdenom, najmanjeg napona tečenja 490MPa koji ima garantovanu prelaznu temperaturu krtog loma na -60 °C. Razvijen je početkom devedesetih godina prošlog veka u Železari Acroni Jesenice prevashodno za potrebe izrade posuda pod pritiskom u petrohemijskoj industriji. NIOMOL 490K je termomehanički toplovaljani čelik sa kontrolisanim hlađenjem, sitnozrne mikrostrukture koja mu obezbeđuje dobre mehaničke osobine, dobru žilavost i na niskim temperaturama i nizak ekvivalent ugljenika C_{ekv} . Perlitno-feritna mikrostruktura prikazana na sl. 3.2, mu omogućava dobru otpornost na vodoničnu krtost što preporučuje ovaj materijal za izradu zavarenih konstrukcija koje su u kontaktu sa agresivnom radnom materijom koja sadrži aktivni vodonik [3.1, 3.2].



Slika 3.2. Mikrostruktura čelika NIOMOL 490K, uvećanje 200x

Nominalni hemijski sastav čelika NM 490K prema internim standardima proizvođača Železare Acroni Jesenice prikazan je u tabeli 3.1, dok je hemijski sastav ispitivanog materijala dat u tabeli 3.2.

Tabela 3.1. Nominalni hemijski sastav čelika NIOMOL 490K, masenih %

C (max)	Si	Mn	P (max)	S (max)	Cr	Ni	Al (min)
0,08	0,30	0,40	0,015	0,015	0,60	-	0,020
Napomena: -čelici su legirani sa Mo, Nb, V i Ti pojedinačno ili u kombinaciji i -vrednosti za Si, Mn, Cr i Ni su date kao srednje vrednosti.							

Tabela 3.2. Hemijski sastav ispitivanog materijala, masenih % [3.3]

Materijal	C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Al
NM 490K, Ploče 482/484 ±30 mm	0,09	0,34	1,06	0,009	0,002	0,12	0,17	0,41
	Sn	Ni	Mo	As	Nb	N	O	* C_{ekv}
	0,005	0,9	0,26	0,008	0,06	0,0082	0,0075	0,414

$$* C_{eq} = C + \frac{M_n}{6} + \left(\frac{C_r + M_o + V}{5} \right) + \frac{(N_i + C_u)}{15}$$

3.2. Eksperimentalna ispitivanja

3.2.1. Tehnologija zavarivanja

Režim zavarivanja ispitivanog čelika zahteva pažljiv izbor parametara kako bi se sprečilo pogoršanje mehaničkih svojstava materijala. Termički ciklus zavarivanja zavisi od unete toplote, debljine materijala, radne temperature osnovnog materijala, temperature predgrevanja, kao i od oblika i dimenzija zavarenog spoja.

S obzirom na to da je ispitivani čelik namenjen za izradu zavarenih posuda pod pritiskom, za spajanje ploča odabran je postupak elektrolučnog zavarivanja pod praškom (EPP), kao visoko produktivan i automatizovan postupak.

Najpre je urađeno probno zavarivanje ploča debljine $\neq 25$ mm, uz reatestaciju žice oznake EPP 2NiMo2, $\varnothing 4$ mm (br. šarže 181386) i praha oznake OP4OTT za elektrolučni postupak zavarivanja pod praškom (EPP). Parametri probnog zavarivanja prikazani su u tabeli 3.3.

Tabela 3.3 Parametri probnog EPP zavarivanja ploča $\neq 25$

Unos toplote, kJ/cm	Jačina struje, A	Napon struje, V	Brzina zavarivanja, cm/s
22,5	600	30	0,8

Hemijski sastav čistog metala šava (MŠ) prikazan je u tabeli 3.4

Tabela 3.4. Hemijski sastav čistog MŠ, masenih %

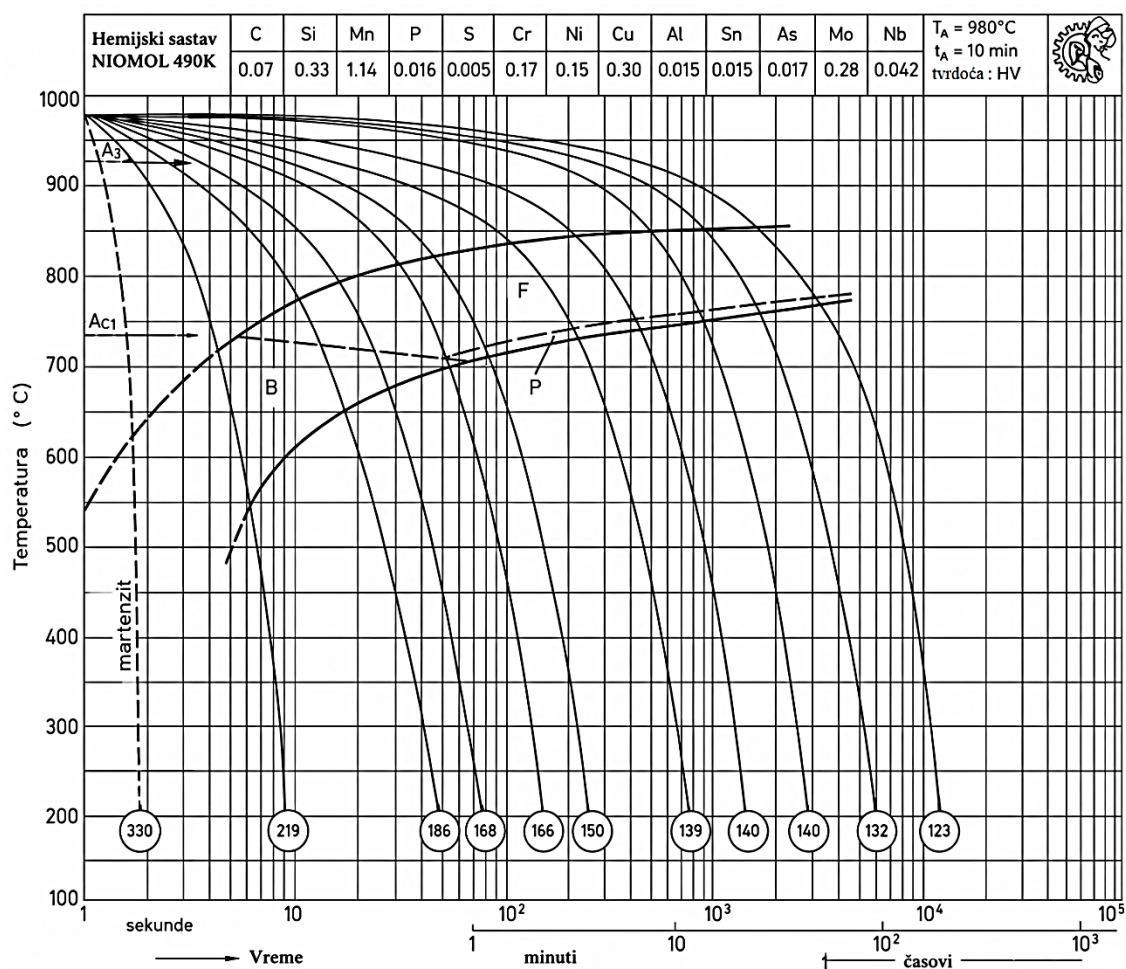
Dodatni materijal	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	P	Cu
EPP 2NiMo2 + OP 40 TT	0,08	1,05	0,28	0,05	1,6	0,36	0,008	0,022	0,19

Na sl. 3.3 prikazan je TTT dijagram (*Time-Temperature-Transformation diagram*), koji opisuje kinetiku izotermskih faznih transformacija čelika određenog hemijskog sastava, austenitizovanog na temperaturi $t_A = 980$ °C.

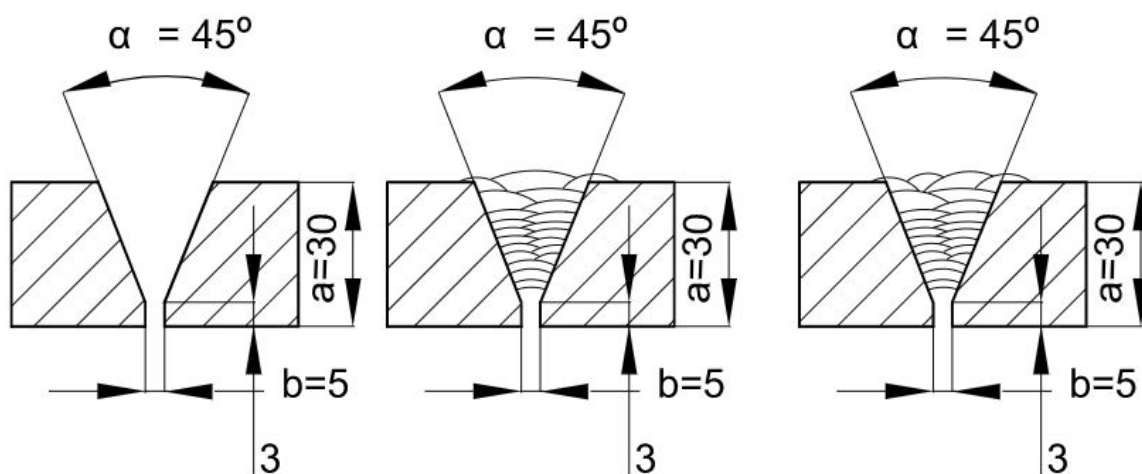
TTT dijagram pokazuje da je čelik NIOMOL 490 K veoma sličan kotlovskom čeliku, što znači da se u suštini radi o kotlovskom čeliku sa približno dvostruko većom granicom razvlačenja i većom žilavošću. Praktično je nemoguće ostvariti brzinu hlađenja dovoljnu za formiranje martenzita u njegovoj mikrostrukturi. Zbog relativno niske vrednosti ekvivalenta ugljenika (C_{eq}), predgrevanje pri zavarivanju nije neophodno.

Posle probnog zavarivanja, prešlo se na zavarivanje ploča od NM 490K $\neq 30$ mm, koje su zavarene EPP postupkom sa žicom EPP 2 NiMo2 prečnika $\varnothing 4$ mm u kombinaciji sa praškom OP 40 TT proizvođača Železarna Acroni Jesenice. Zavarivanje je urađeno u Varilnom laboratoriju Fakulteta za strojništvo u Mariboru u Sloveniji. Zavareno je 9 ploča dimenzija (1000 x 300) mm, debljine $\neq 30$ mm sve iz iste šarže br. 146951/325 proizvedene u Železarni Acroni Jesenice u Sloveniji.

Izgled i geometrijske mere V-žljeba bez i sa ispunom, prikazane su na sl. 3.4.



Slika 3.3: TTT dijagram za čelik Niomol 490K (F – ferit, P – perlit i B – beinit)

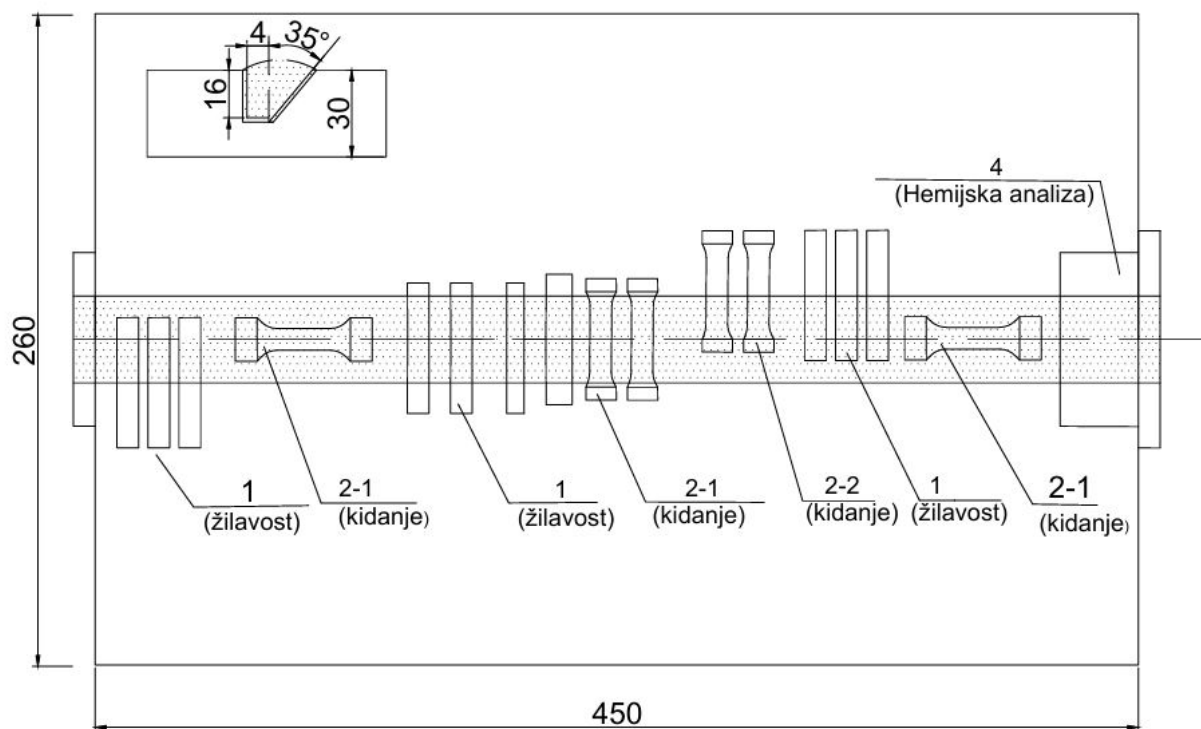


Slika 3.4 Izgled i dimenzije V-žljeba

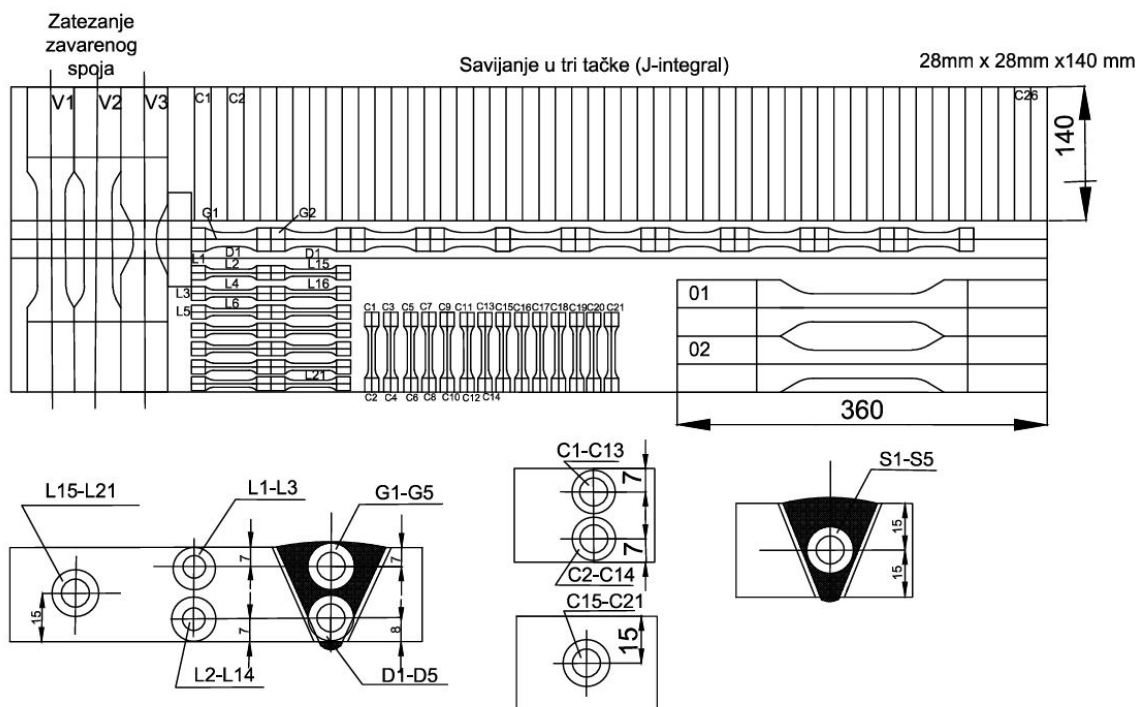
3.2.2 Sečenje epruveta iz zavarenih ploča

Na sl. 3.5. predstavljen je plan sečenja ispitivanih epruveta iz zavarenog spoja. Šematski je predstavljen raspored i položaj epruveta namenjenih za različita mehanička ispitivanja, uključujući ispitivanje žilavosti, ispitivanje zatezanjem i hemijsku analizu. Na osnovu ovakvog plana obezbeđeno je ispitivanje mehaničkih svojstava svih karakterističnih zona zavarenog spoja.

Na sl. od 3.6 do 3.10 prikazani su planovi sečenja epruveta iz 9 zavarenih ploča kao i njihov pravac uzorkovanja u odnosu na pravac valjanja, za pojedina mehanička ispitivanja. Eksperimentalna ispitivanja koja su urađena na pločama od NM490K su tabelarno prikazana u tabeli 3.5.



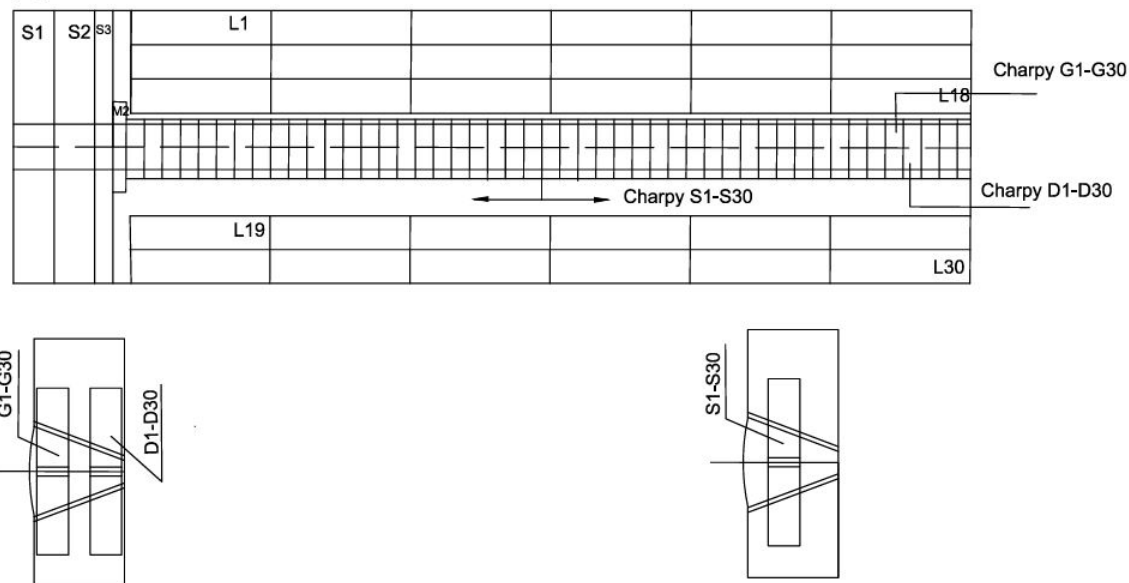
Slika 3.5: Plan sečenja i raspored uzorkovanja epruveta, NM490K #30



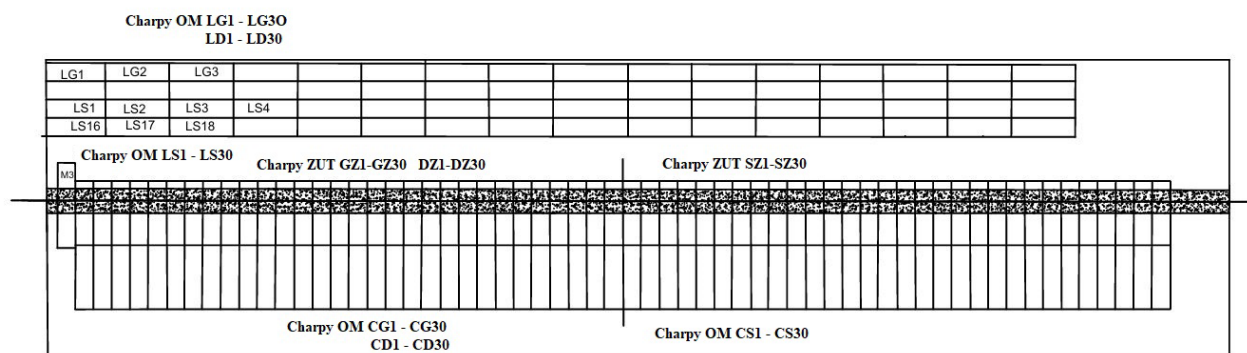
Slika 3.6: Plan sečenja, ploča 1 NM490K

Savijanje oko trna

Savijanje u tri tačke (J-integral)



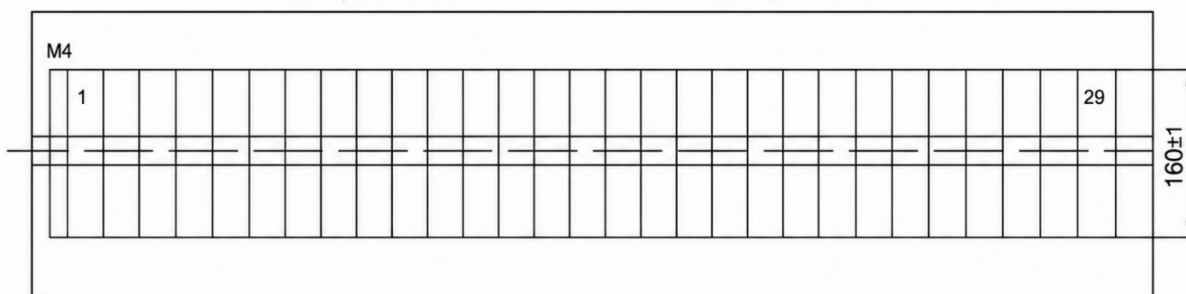
Slika 3.7.: Plan sečenja, ploča 2 NM490K



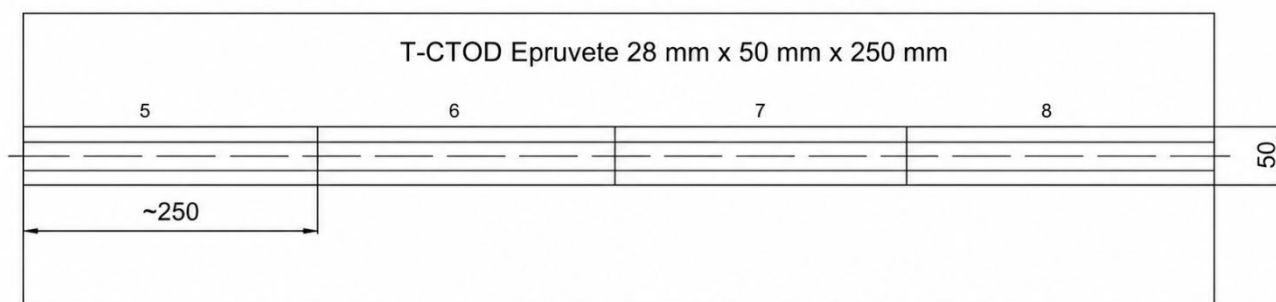
Slika 3.8: Plan sečenja, ploča 3 NM490K

Komad 4

TPB Epruvete MŠ 28mm x 28 mm x 160 mm epruvete 1-30



Slika 3.9: Plan sečenja, ploče 4 i 5 NM490K



Slika 3.10.: Plan sečenja, ploče 5, 6, 7, 8 i 9 NM490K

Tabela 3.5. Eksperimentalna ispitivanja ploča od NM490K

Vrsta ispitivanja	Materijal			Tip epruvete	Dimenzije, mm	Oznaka epruvete	Pravac uzorkovanja u odnosu na pravac valjanja
Zatezanje	OM			Zatezanje okrugla	Ø6,3 x 60	L1 — L21	uzdužno
					Ø6,3 x 60	C1 — C21	poprečno
				Zatezanje pločasta	29 x 23x 360	01 — 02	uzdužno
Mehanika loma				TPB	28 x 28 x 140	C1 — C26	poprečno
						L1 L30(komad 2)	uzdužno
Metalografija	OM i MŠ					M1-M4	poprečno
Zatezanje	MŠ	Zatezanje pločasta	V1 — V3 poprečno	Zatezanje okrugla gore	Ø6,3 x 60	G1 — G5	uzdužno
				Zatezanje okrugla dole	Ø6,3 x 60	D1 — D5	uzdužno
				Zatezanje okrugla sredina	Ø6,3 x 60	S1 — S5	uzdužno
Mehanika loma				TPB (vađene iz komada 4)	28x28x160	1-30	poprečno
				T-CTOD	28x50x250	1-20	uzdužno
Energija udara	MŠ			Charpy epruveta sa V zarezom-	10 × 10 × 55	G1–G30	uzdužno
						S1–S30	uzdužno
						D1–D30	uzdužno

3.2.3. Ispitivanje zatezanjem

Zatezna ispitivanja svih epruveta rađena su u skladu sa standardima SRPS EN ISO 6892-1:2020 (Metalni materijali – Ispitivanje zatezanjem – Deo 1: Metoda ispitivanja na sobnoj temperaturi) i SRPS EN ISO 6892-3:2016 (Metalni materijali – Ispitivanje zatezanjem – Deo 3: Metoda ispitivanja na niskim temperaturama) [3.4-3.5]

3.2.3.1 Osnovni metal

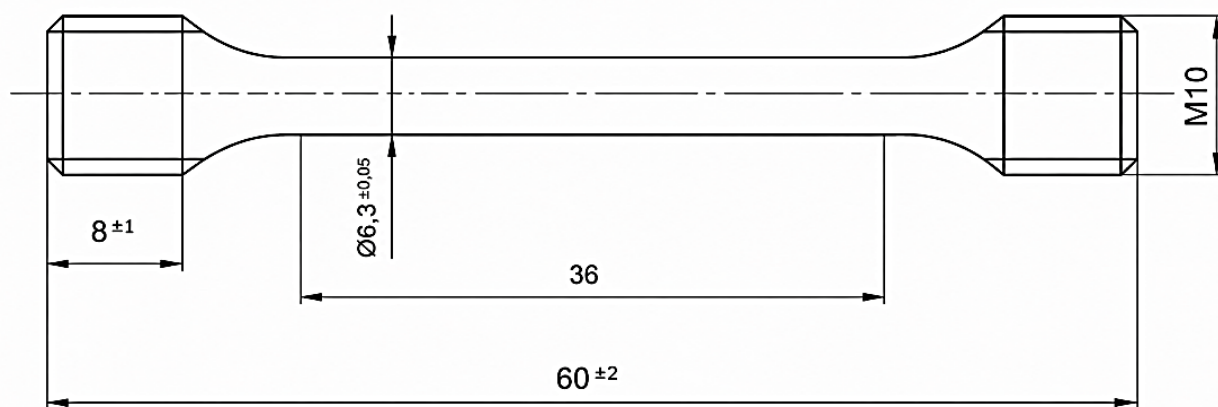
Nominalne mehaničke karakteristike čelika NM 490K prema internim standardima proizvođača Železare Acroni Jesenice date su u tabeli 3.6.

Tabela 3.6. Nominalne mehaničke karakteristike ispitivanog čelika NM 490K

R_m , MPa	$R_{p0,2}$, MPa (min)					A_5 , %	Ugao savijanja (180°)	
	debljina lima, mm						uzdužno	poprečno
	10	≠11—15	≠16—25	≠26—40	≠41—60			
540—690	490	480	470	460	450	21	$D = 1,5 \cdot d$	$D = 2 \cdot d$

Ispitivanje zatezanjem uzoraka izrađenih od OM urađeno je na okruglim epruvetama prečnika mernog dela Ø6,3 mm, sl. 3.4, koje su vađenje iz ploče označene kao komad 1 sl. 3.11, u pravcu valjanja (epruvete označene kao „L”) i poprečno na pravac valjanja (epruvete označene kao „C”). Ispitano je 7 setova od po 3 epruvete, ukupno 21 epruveta oznake „L” i 7 setova od po 3 epruvete, ukupno 21 epruveta oznake „C”. Ispitivanje je urađeno na sledećim temperaturama: +20 °C, -40 °C; -50 °C i -60 °C. Rezultati su dati u poglavlju 4.1.1 na sl. 41 do 4.5.

Napravljena su 2 dodatna, rezervna seta epruveta za ispitivanje na 0 °C, a koja su korišćena za početak ispitivanja.



Slika 3.11 Epruveta za ispitivanje zatezanjem OM

3.2.3.2 Metal šava

Rezultati ispitivanja mehaničkih karakteristika čistog MŠ prema internim standardima proizvođača, prikazani su u tabeli 3.7.

Tabela 3.7. Mehaničke karakteristike čistog MŠ

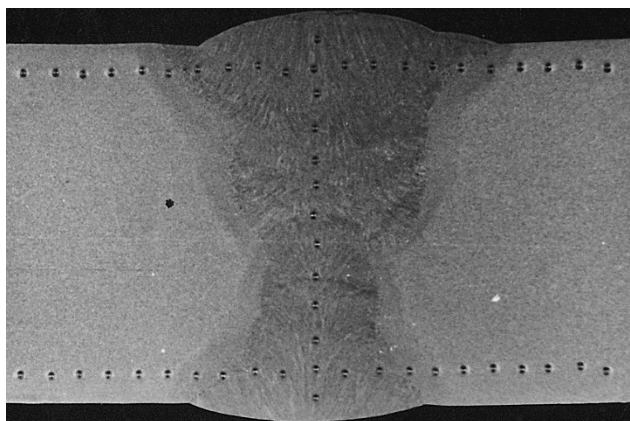
Dodatni materijal	Napon tečenja, $R_{p0.2}$, MPa	Zatezn čvrstoća, R_m , MPa	Izduženje, A, %	Žilavost na -60 °C KCV, J/cm ² (tri vrednosti)
2NiMo2 + OP 40 TT	542-596	625-690	16-29	67; 75; 94

Za određivanje zateznih osobina MŠ urađeno je ispitivanje na okruglim epruvetama prečnika mernog dela Ø6,3 mm, sl. 3.11. Iznađeno je 4 seta od po 3 epruvete, ukupno 12 epruveta za četiri temperature ispitivanja: +20 °C, °C, -40 °C, -50 °C i -60 °C. Iz MŠ izvađeno je za svaku temperaturu po tri epruvete sa oznakama gore (G), dole (D) i sredina (S). Dijagrami napon-deformacija za svaku temperaturu prikazani su na sl. 4.8 do 4.11 u poglavlju 4.2.2.

3.2.4 Merenje tvrdoće

Ispitivanje tvrdoće rađeno je prema standardnima EN 9015-1 (Ispitivanje sa razaranjem zavarenih spojeva metalnih materijala – Ispitivanje tvrdoće– Deo 1: Ispitivanje tvrdoće elektrolučno zavarenih spojeva) i EN 1043-2 (Plastične mase — Simboli i skraćenice — Deo 2: Punila i materijali za ojačanje. Tvrdoća ispitivanog materijala NM 490K određivana je prema metodi Vickersa, HV.

Debljina uzoraka za merenje tvrdoće je ≈ 30 mm, merna mesta su sa korakom od 0,2 mm. Otisci se izvode u metalu šava, zoni uticaja toplote i osnovnom metalu radi određivanja i evidentiranja opsega vrednosti tvrdoće u zavarenom spoju, kao što je prikazano na sl. 3.12. Kao što se vidi na slici, tvrdoća čistog metala šava merena je po sredini debljine uzorka kroz MŠ. Merenje tvrdoće izvedeno je na četiri različite vrste zavarenih uzoraka namenjenih određivanju zateznih svojstava (označenih kao M1 i M2) i ispitivanjima iz oblasti mehanike loma (označenih kao M3 i M4). Nominalne vrednosti tvrdoće NN 490K mogu se videti na dijagramu TTT prikazanom na sl. 3.3.

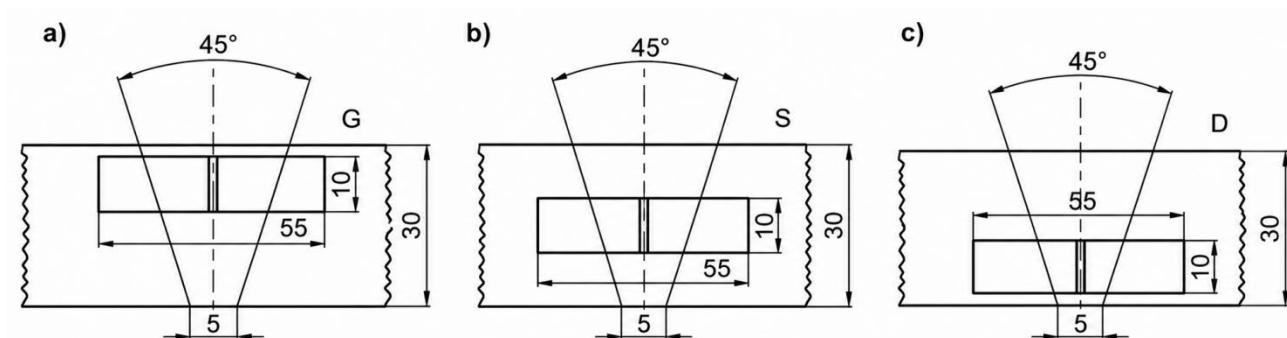


Slika 3.12 Fotografija makro snimka uzorka zavarenog spoja sa mestima na kojima je merena tvrdoća

3.2.5. Udarne ispitivanja

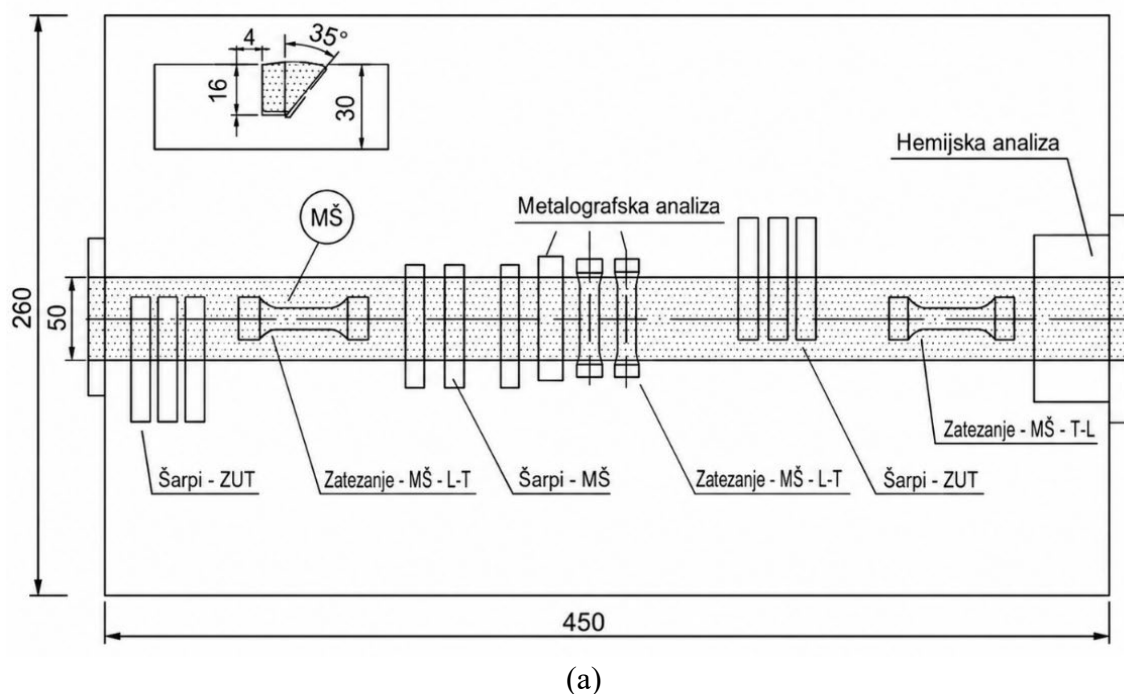
U skladu sa preporukama standarda ASTM E23-2023 (Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials) za standardno ispitivanje udarom epruveta sa zarezom, pripremljene su standardne Šarpi V-epruvete dimenzija (10 × 10 × 55) mm, sa centralnim V-zarezom dubine 2 mm i poluprečnikom krivine u korenu zareza $r = 0,25$ mm.. Napravljene su tri serije Šarpi V-epruveta preko debljine zavarene ploče sledećih oznaka: sa zarezom u gornjem delu metala šava (G), u centralnom delu (S) i u korenu zavara (D), slika 3.13.

Ispitivanja su urađena na instrumentiranom Šarpijevom klatnu AMSLER RPK 150/300 J sa krutim C-klatnom.

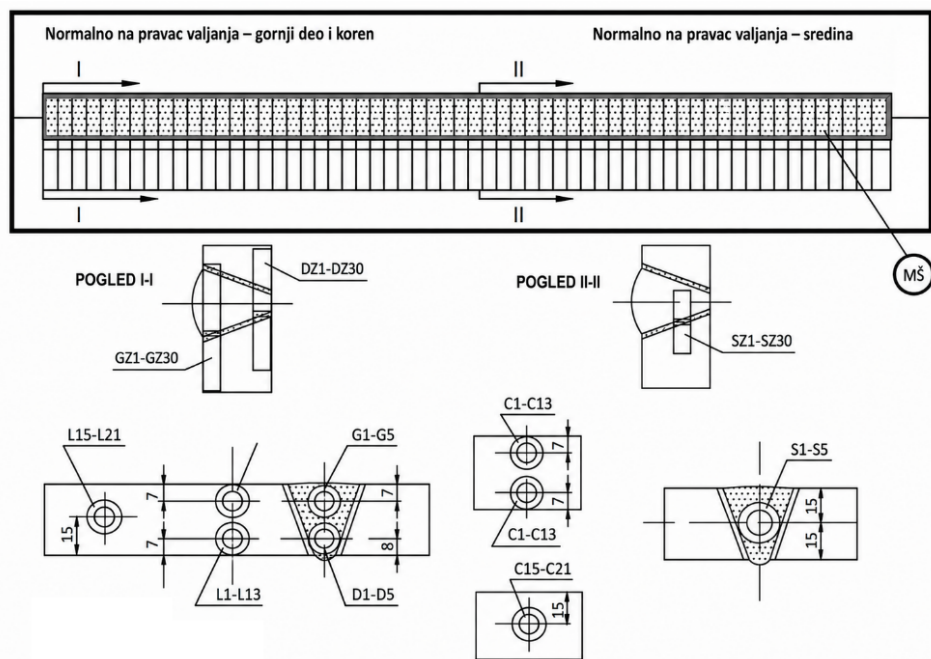


Slika 3.13: Epruvete izvađene iz zavarene ploče sa V-zarezom postavljenim: (a) u gornjem delu (G), (b) u sredini (S) i (c) u korenu metala šava (D).

Šema uzorkovanja Šarpi epruveta iz zavarene ploče $\neq 30$ mm prikazana je na slici 3.14. Iz zavarene ploče, sa širinom zavora od 50 mm, iznezane su Šarpi V-epruvete i postavljene upravno na pravac zavora, sl. 3.14 (a). Na sl. 3.14 (b) prikazana je šema uzorkovanja epruveta sa poprečnim presecima V-zavora, pri čemu je označen položaj Šarpi zarez u zoni uticaja toplote



(a)



Slika 3.14: Šema uzorkovanja Šarpi epruveta iz zavarene ploče čelika NIOMOL 490 K
(a) upravno na pravac zavarivanja i (b) poprečno na pravac zavarivanja

Tri vrste epruveta, iznađene od osnovnog materijala (OM), metala šava (MŠ) i zone uticaja toplote (ZUT), ispitivane su u temperaturnom opsegu od $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ do $40\text{ }^{\circ}\text{C}$. U skladu sa preporukama datim u [3.6], nakon dostizanja zadate temperature ispitivanja, epruvete su odstojele na odgovarajućoj temperaturi 10 min, a zatim brzo postavljane i centrirane na oslonce klatna, pri čemu je ispitivanje izvršavano u vremenu kraćem od 10 s, tako da se može smatrati da je ispitivanje udarom urađeno na datoj temperaturi. Brzina udara klatna pri zanemarivanju trenja je $v = 5,11\text{ m/s}$ i određena je prema izrazu 3.1 na sledeći način:

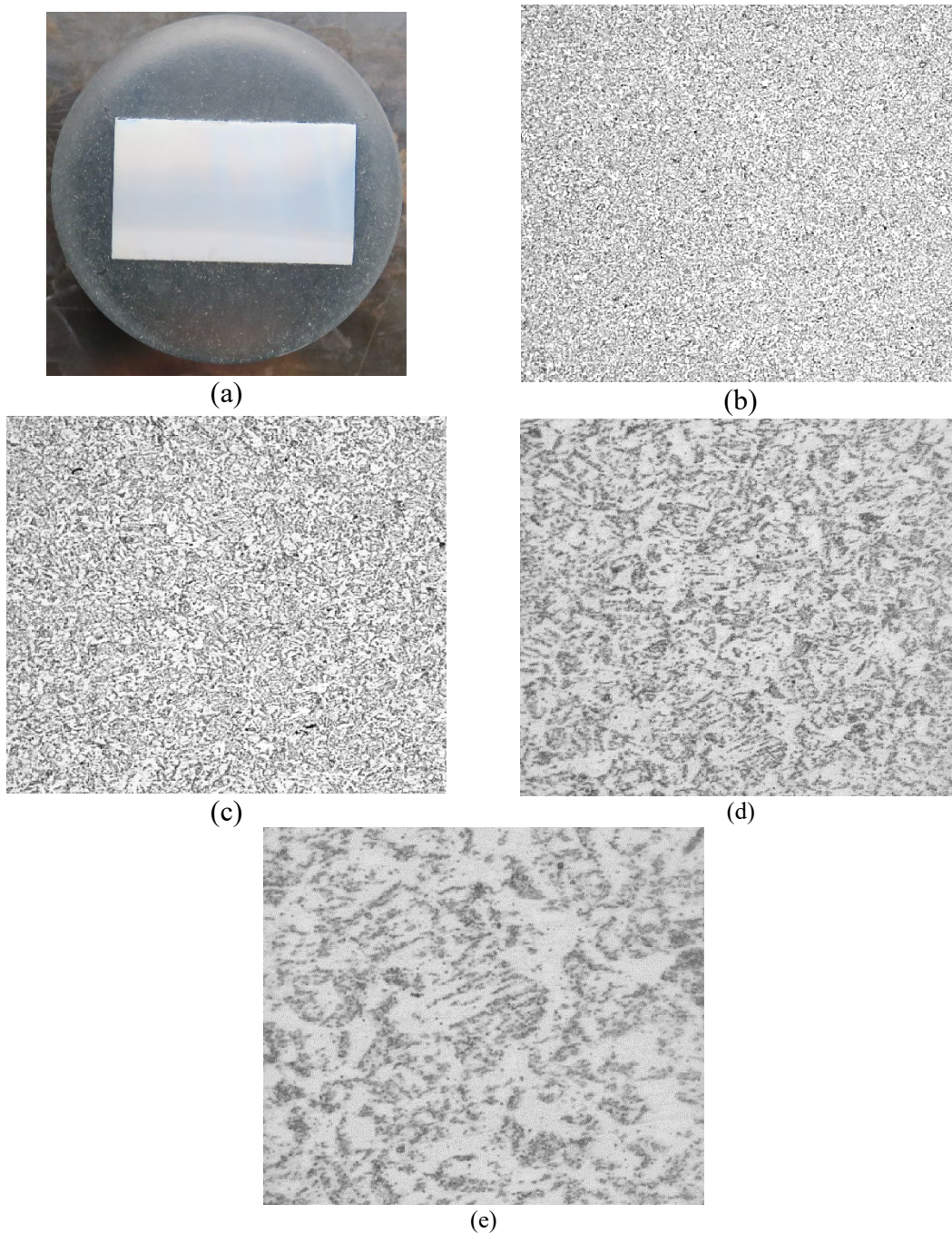
$$v = \sqrt{2gh} \quad 3.1$$

U jednačini 3.1, veličina h predstavlja početnu visinu klatna iznaženu u metrima.

4. REZULTATI

4.1. Materijal

Metalografsko ispitivanje uzorka dimenzija ($\approx 16 \times 16 \times 25$) mm izrađenog od ispitivanog materijala NIOMOLA 490K, prikazanog na sl. 4.1 (a) urađeno je u Zavodu za zavarivanje.

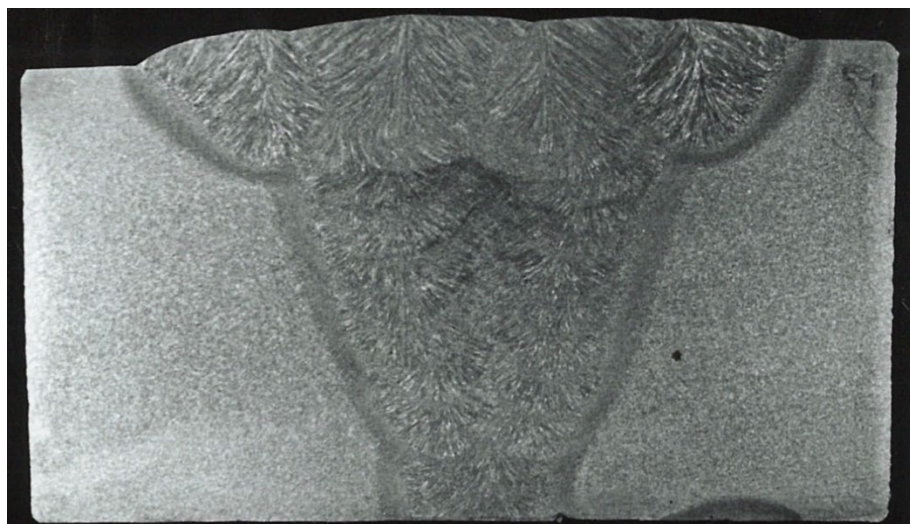


Slika 4.1. Mikrostruktura ispitivanog materijala NIOMOL 490K

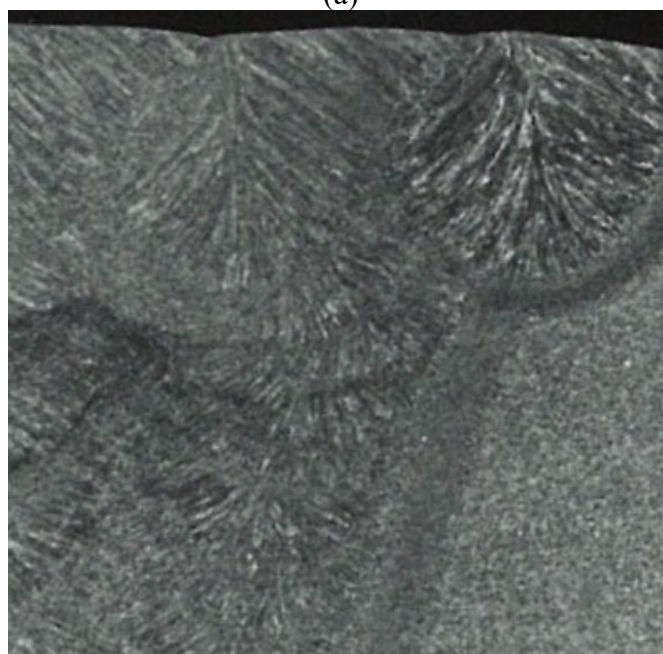
(a) makrofotografija pripremljenog uzorka, (b) mikrostruktura pri uvećanju 1:100, (c) mikrostruktura pri uvećanju 1:200, (d) mikrostruktura pri uvećanju 1:500 i (e) mikrostruktura pri uvećanju 1:1000.

Površina uzorka je brušena i polirana do visokog sjaja i nagrižena Nitalom u trajanju od 15 sec. Ispitivanje površinske mikrostrukture urađeno je prema standardu SRPS C. A3. 033: 2011 (Standardno uputstvo za pripremu metalografskih uzoraka) procedurom UP-LAB-17-M na mikroskopu AXIO Scope.AJ proizvođača Carl Zeiss.

Fotografija makro i mikrostrukture izbruska snimljena na optičkom mikroskopu prikazana je na sl. 4.1., dok je na sl. 4.2 prikazan V-spoj zavarenog uzorka debljine ≈ 30 mm.



(a)



(b)

Slika 4. 2 Izbrusak ispitivanog zavarenog spoja (a) izgled V-zavarenog spoja, (b) detalj ZUT

4.2. Zatezne osobine materijala NM 490 K

4.2.1 Osnovni metal

Rezultati određivanja zateznih osobina OM ispitivanog čelika oznake NM490K, na 4 različite temperature (+20 °C, -40 °C, -50 °C i -60 °C) ispitivanja, prikazani su na slikama 4.3 do 4.6. Ovde je za svaku temperaturu ispitivanja, prikazan po jedan od ukupno 7 setova (odnosno 21 epruvete) ispitanih u „C” (poprečna na pravac valjanja) i „L” (u pravcu valjanja) pravcima valjanja ploča.

Na sl. 4.3. prikazani su dijagrami napon – deformacija za dva pravca vađenja epruveta (a) „C” i (b) „L”, na sobnoj temperaturi.

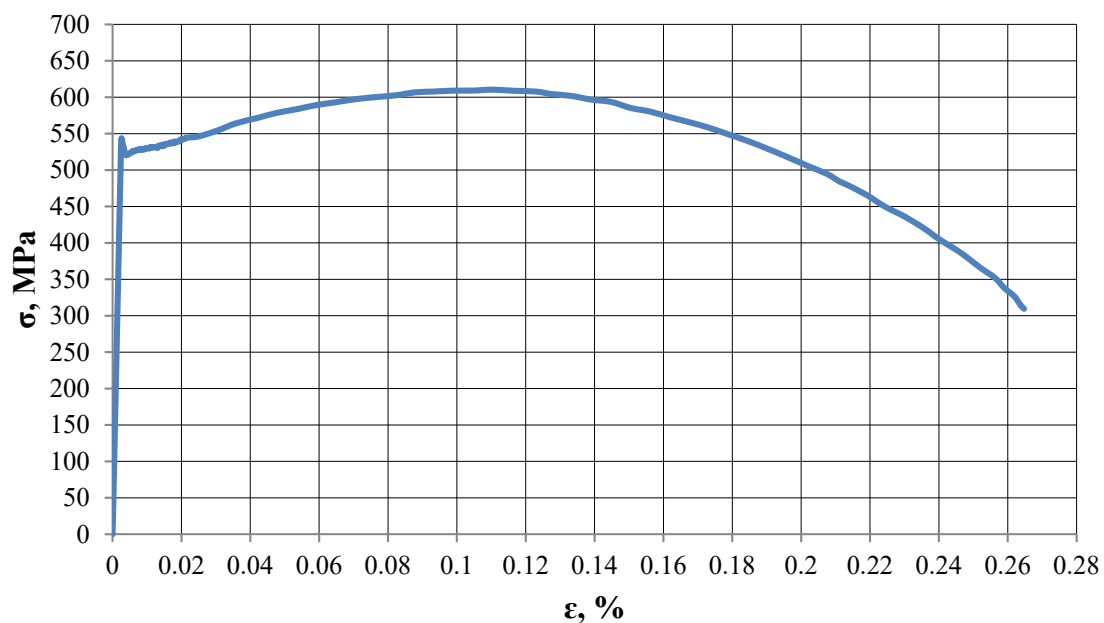
Na sl. 4.4. prikazani su dijagrami napon – deformacija za dva pravca vađenja epruveta (a) „C” i (b) „L”, na temperaturi ispitivanja od -40 °C.

Na sl. 4.5. prikazani su dijagrami napon – deformacija za dva pravca vađenja epruveta (a) „C” i (b) „L”, na temperaturi ispitivanja od -50 °C.

Konačno, na sl. 4.6. prikazani su dijagrami napon – deformacija za dva pravca vađenja epruveta (a) „C” i (b) „L”, na temperaturi ispitivanja od -60 °C.

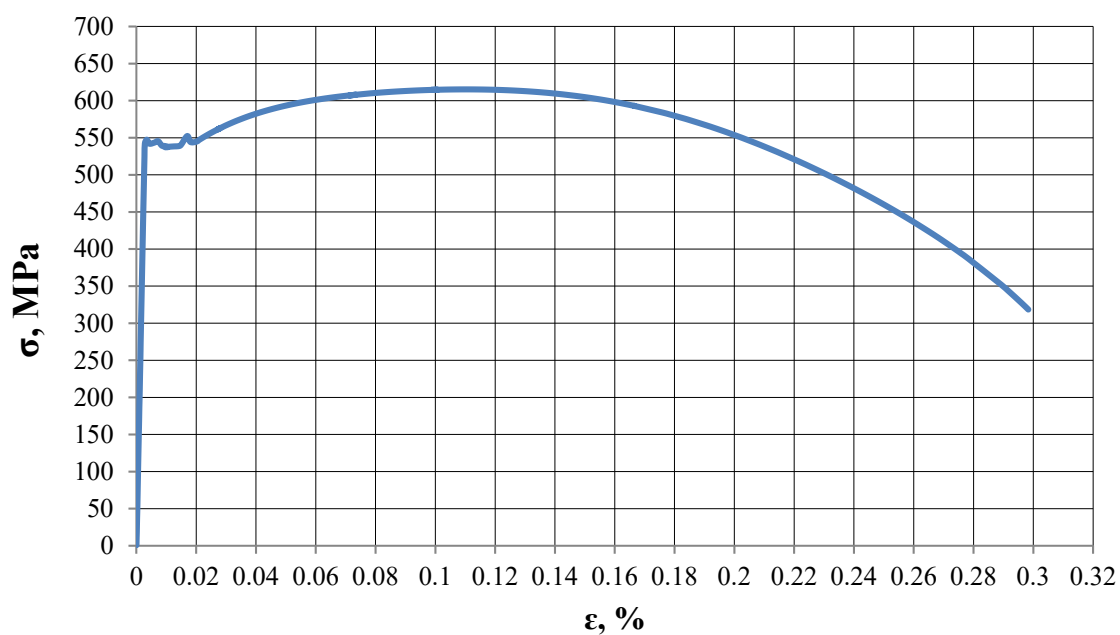
Slika 4.7. prikazuje vrednosti zatezne čvrstoće R_m i napona tečenja R_{eH} osnovnog metala određene na temperaturama -60 °C, -50 °C, -40 °C i 20 °C, gde su kružićima predstavljene u vrednosti za R_m , dok su kvadratima prikazane vrednosti za R_{eH} .

NIOMOL 490K, OM, Sobna temperatura, Epruveta C2



(a) Epruveta C2 ispitana na sobnoj temperaturi

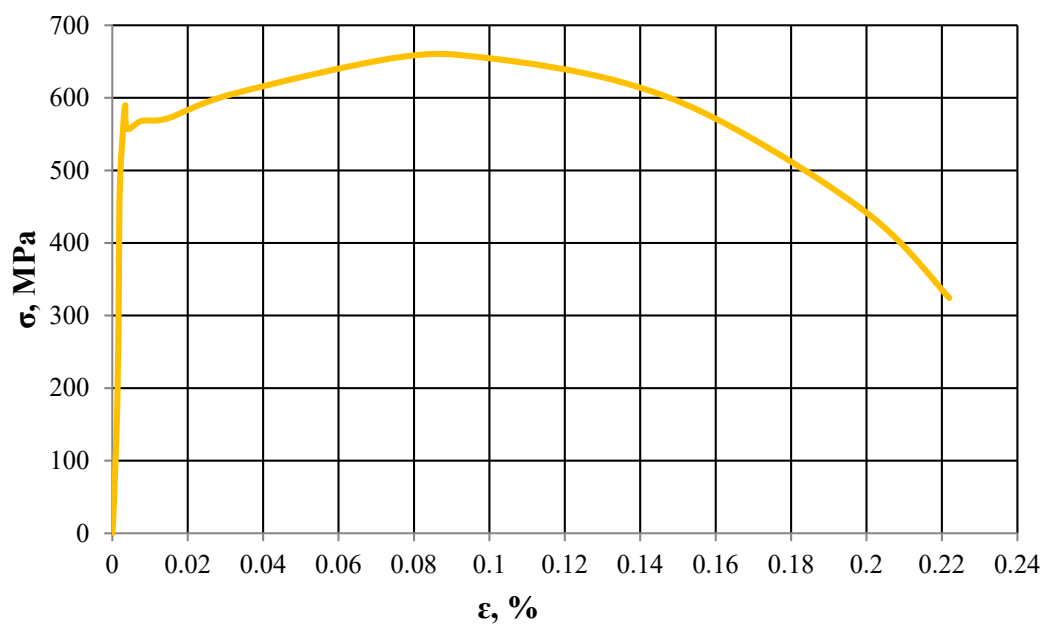
NIOMOL 490K, OM, Sobna temperatura, Epruveta L2



(b) Epruveta L2 ispitana na sobnoj temperaturi

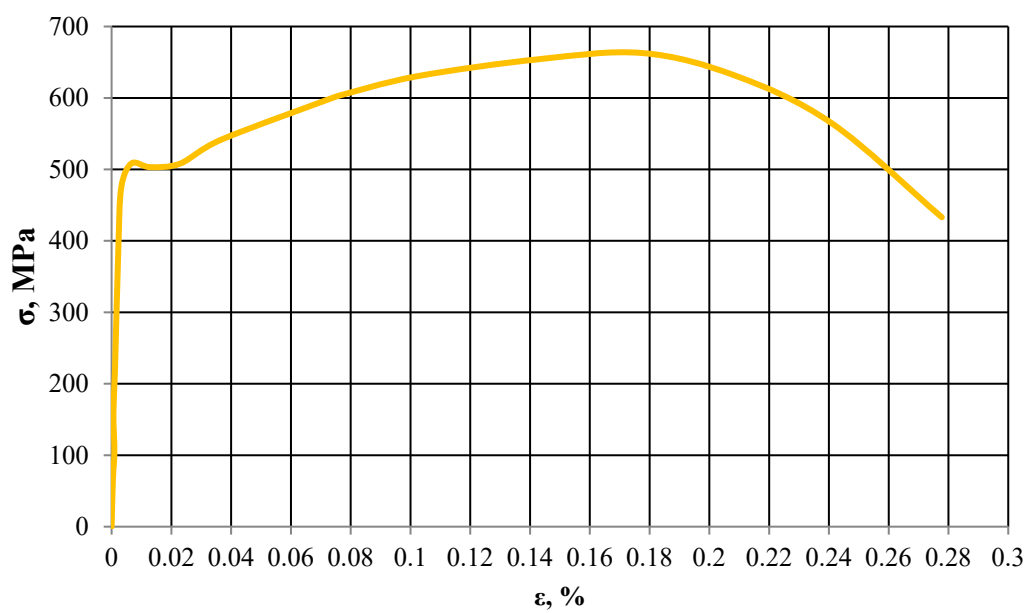
Slika 4.3. Dijagrami *napon – deformacija* za dva pravca valjanja ploča, sobna temperatura

NIOMOL 490K, OM -40°C, Epruveta C7



(a) Epruveta C7 ispitana na -40°C

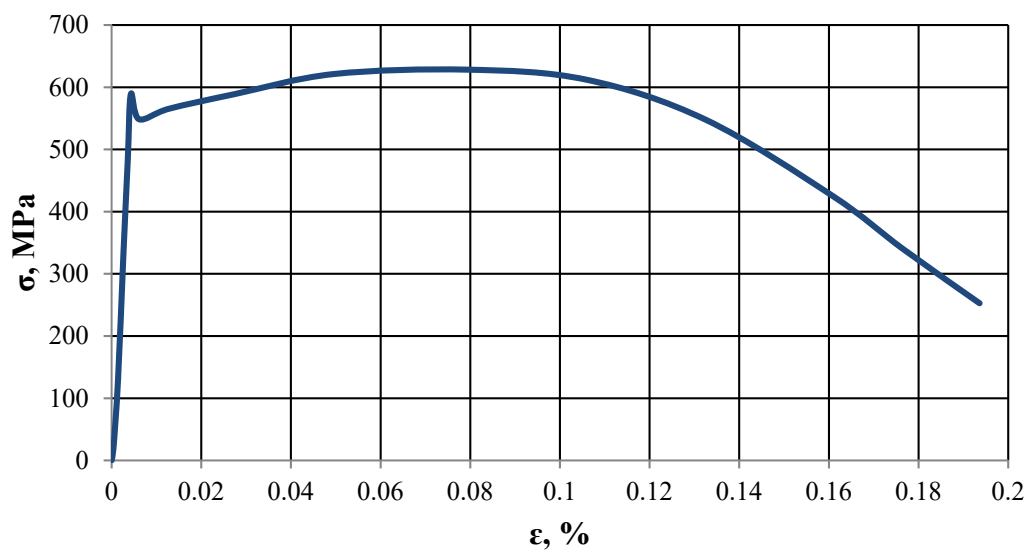
NIOMOL 490K, OM, -40 °C, Epruveta L7



(b) Epruveta L7 ispitana na -40°C

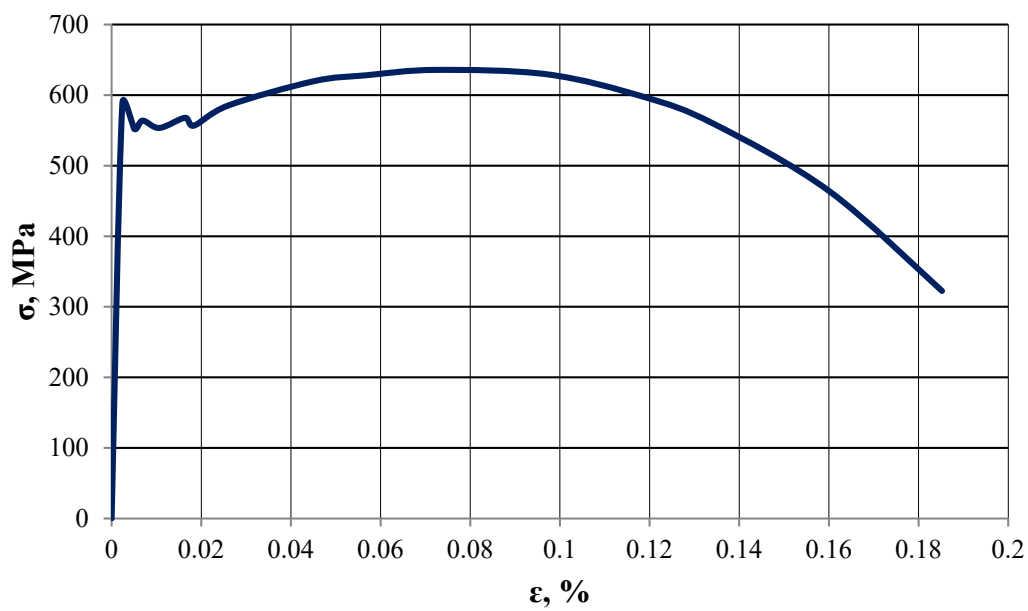
Slika 4.4.:Dijagrami *napon – deformacija* za dva pravca valjanja ploča, temperatura ispitivanja -40°C

NIOMOL 490K, OM, -50°C, Epruveta C6



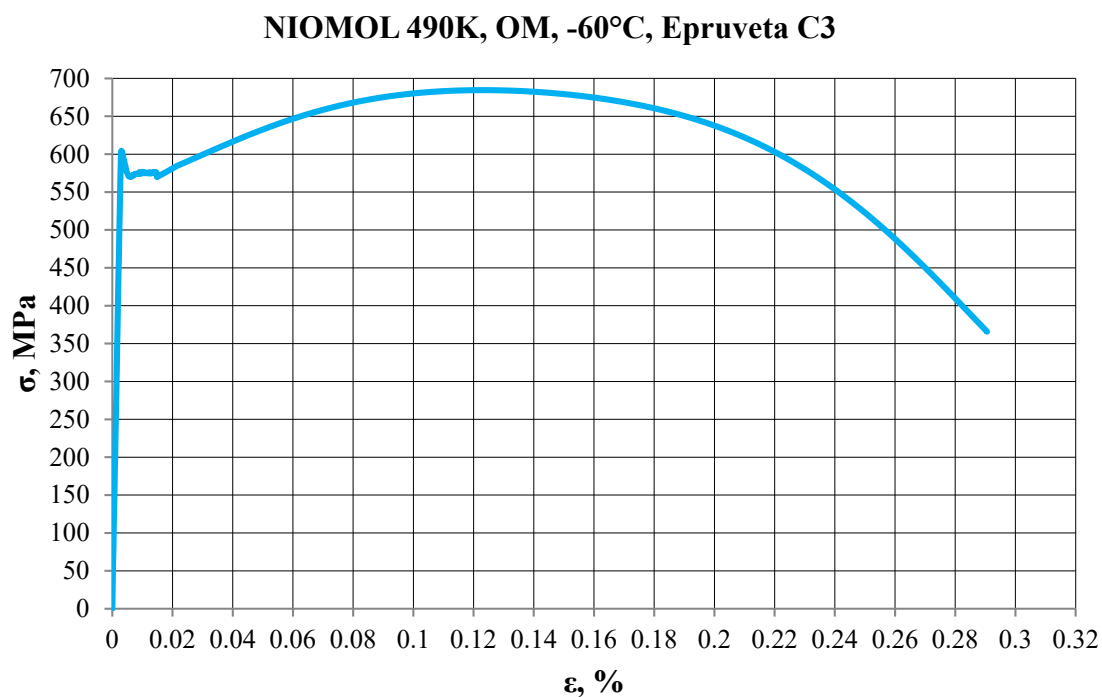
(a) Epruveta C6 ispitana na -50°C

NIOMOL 490K, OM, -50°C, Epruveta L6

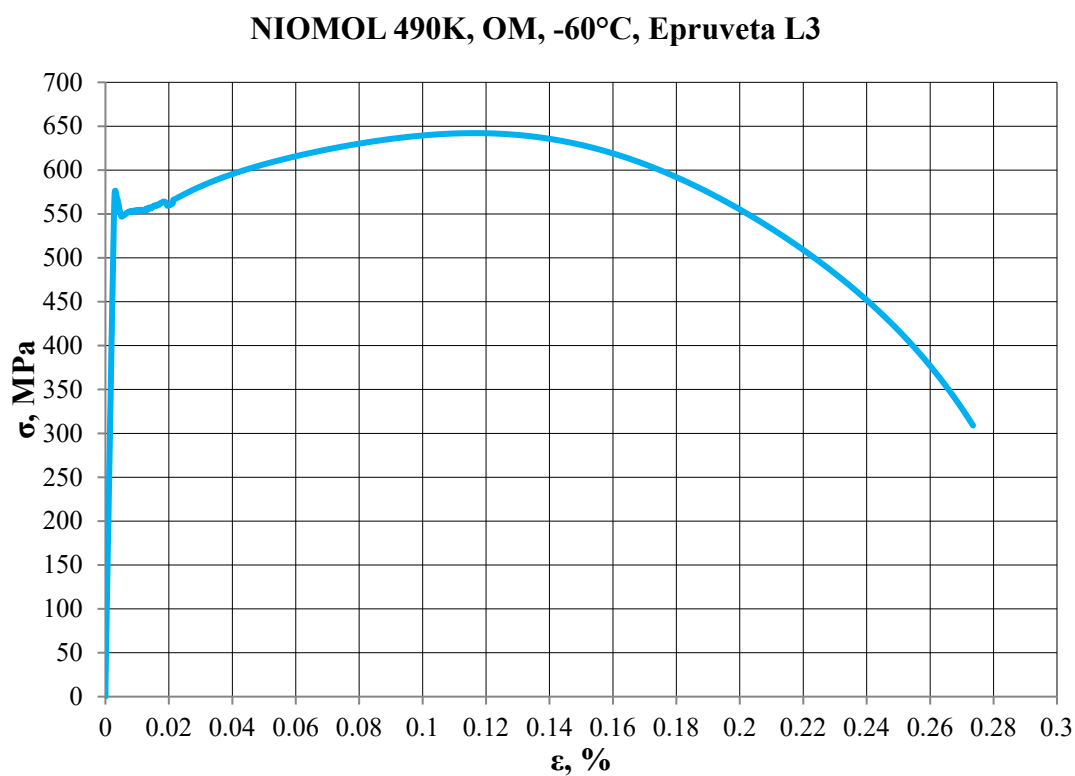


(b) Epruveta L6 ispitana na -50°C

Slika 4.5. Dijagrami *napon – deformacija* za dva pravca valjanja ploča, temperatura ispitivanja -50°C

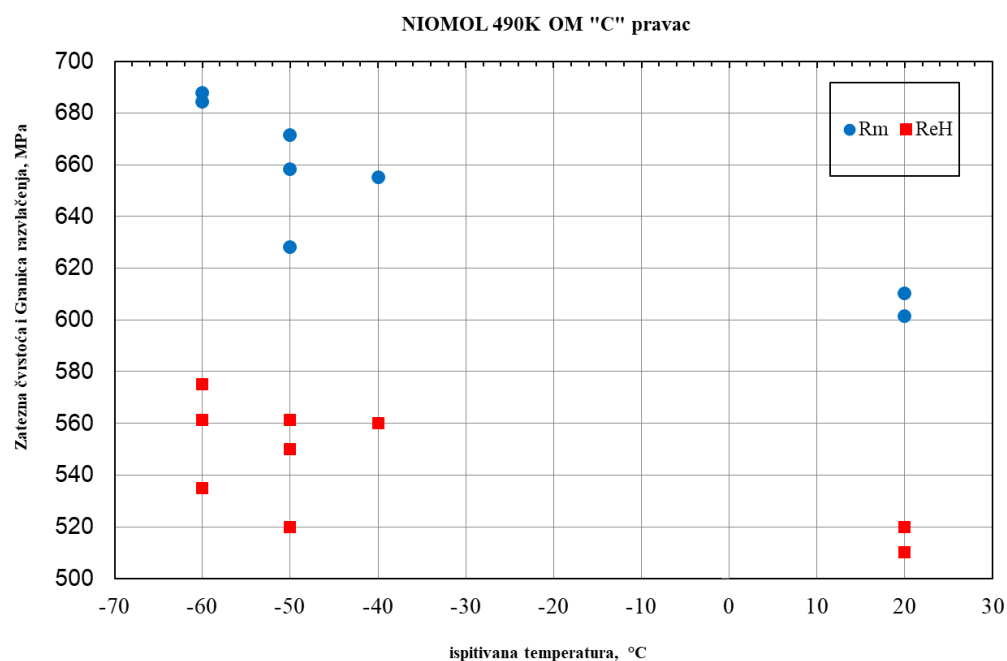


(a) Epruveta C3 ispitana na -60°C

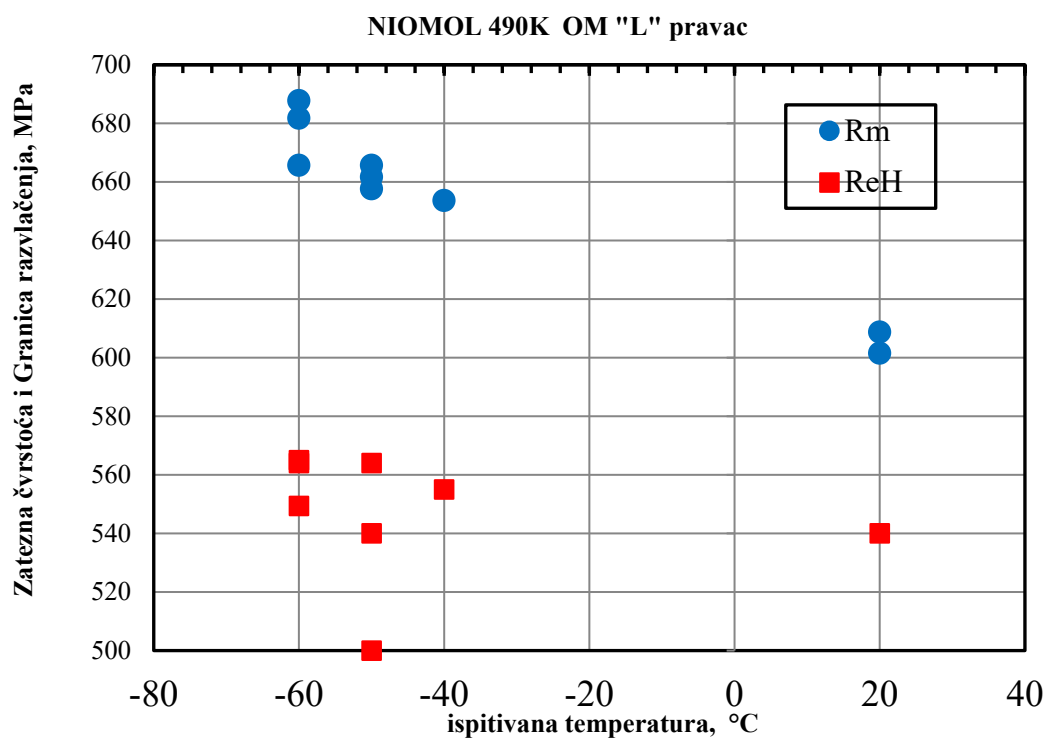


(b) Epruveta L3 ispitana na -60°C

Slika 4.6. Dijagrami *napon – deformacija* za dva pravca valjanja ploča, temperatura ispitivanja -60°C



(a)



(b)

Slika 4.7 Promena R_{eH} i R_m osnovnog materijala NIOMOL 490 K u zavisnosti od temperature ispitivanja u (a) poprečnom „C“ i (b) uzdužnom „L“ pravcu valjanja ploča

4.2.2. Metal šava

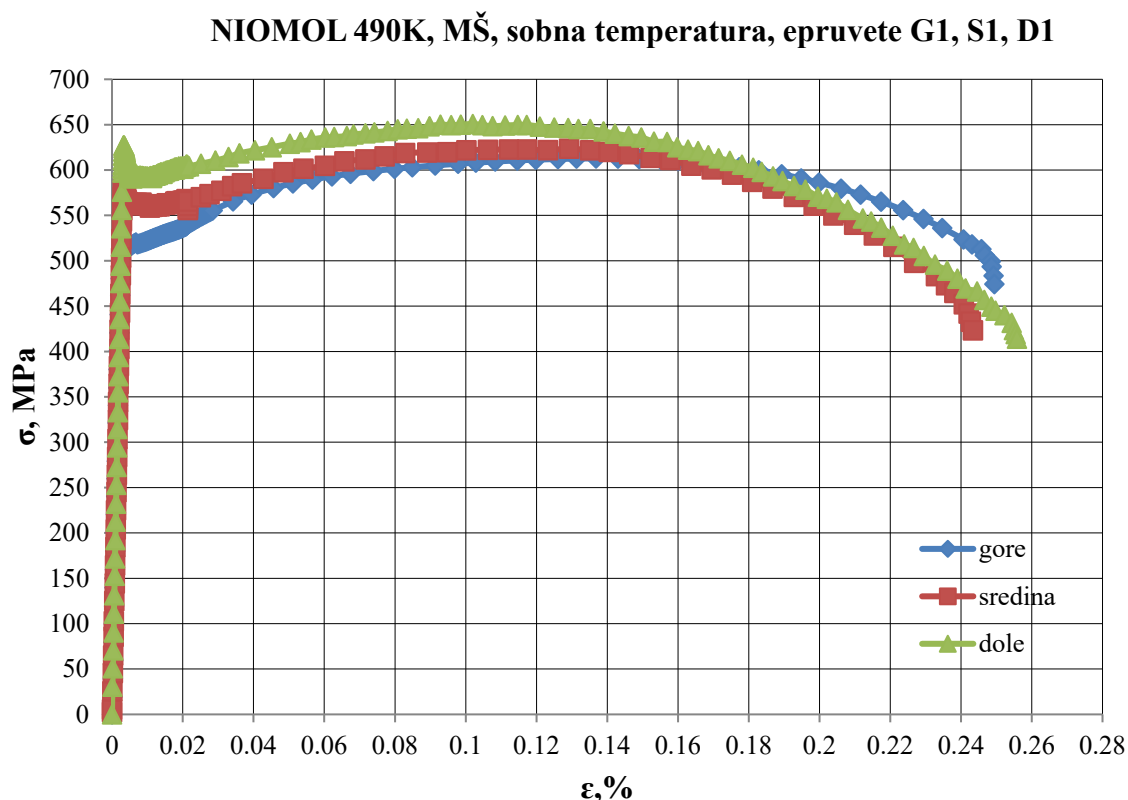
Rezultati određivanja zateznih osobina MŠ, na četiri temperature ispitivanja (+20 °C, -40 °C, -50 °C i -60 °C), prikazani su na slikama 4.8 do 4.11. Ovde je za svaku temperaturu ispitivanja, prikazan po jedan od ukupno 4 seta (odnosno 12 epruveta). Na svakom dijagramu za jednu temperaturu ispitivanja date su 3 krive koje odgovaraju epruvetama koje su uzorkovane kao na sl. 3.6 i označene kao gore (G), dole (D) i sredina (S).

Na sl. 4.8 prikazan je uporedni dijagram zatezanja za epruvete izvađene iz MŠ i označene kao G1, S1 i D1, ispitane na sobnoj temperaturi.

Na sl. 4.9 prikazan je uporedni dijagram zatezanja za epruvete izvađene iz MŠ i označene kao G4, S4 i D4, ispitane na temperaturi od -40 °C.

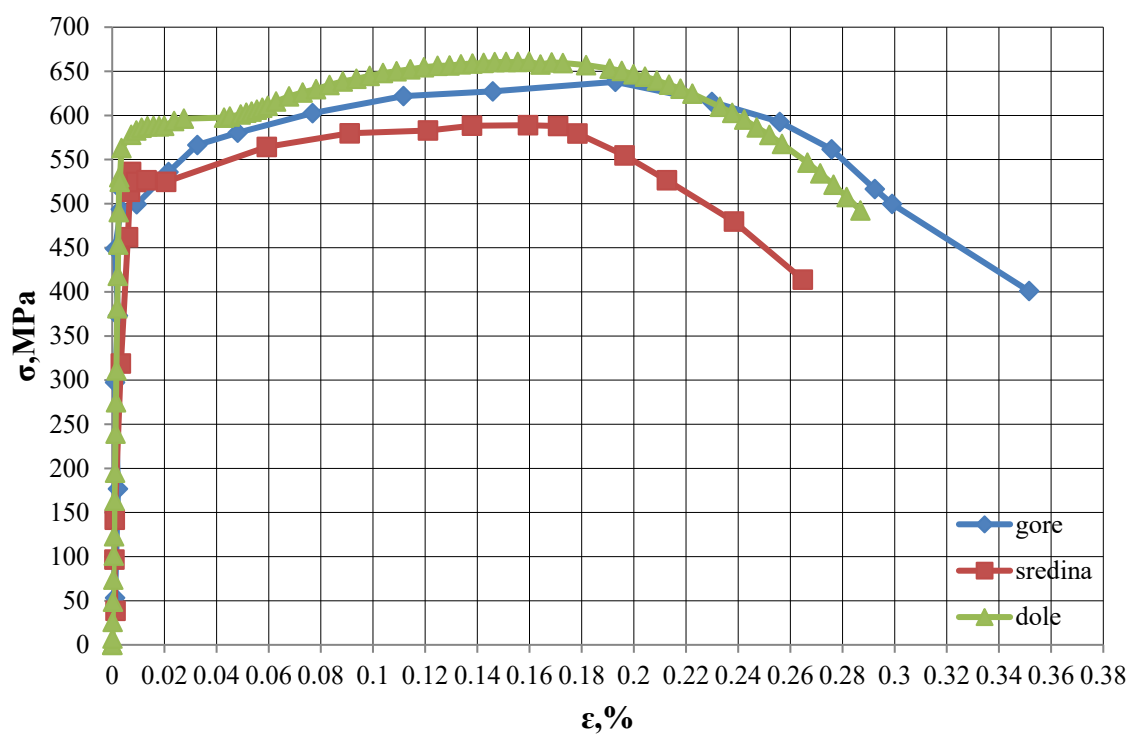
Na sl. 4.10 prikazan je uporedni dijagram zatezanja za epruvete izvađene iz MŠ i označene kao G3, S3 i D3, ispitane na temperaturi od -50 °C.

Na sl. 4.11 prikazan je uporedni dijagram zatezanja za epruvete izvađene iz MŠ i označene kao G2, S2 i D2, ispitane na temperaturi od -60 °C.



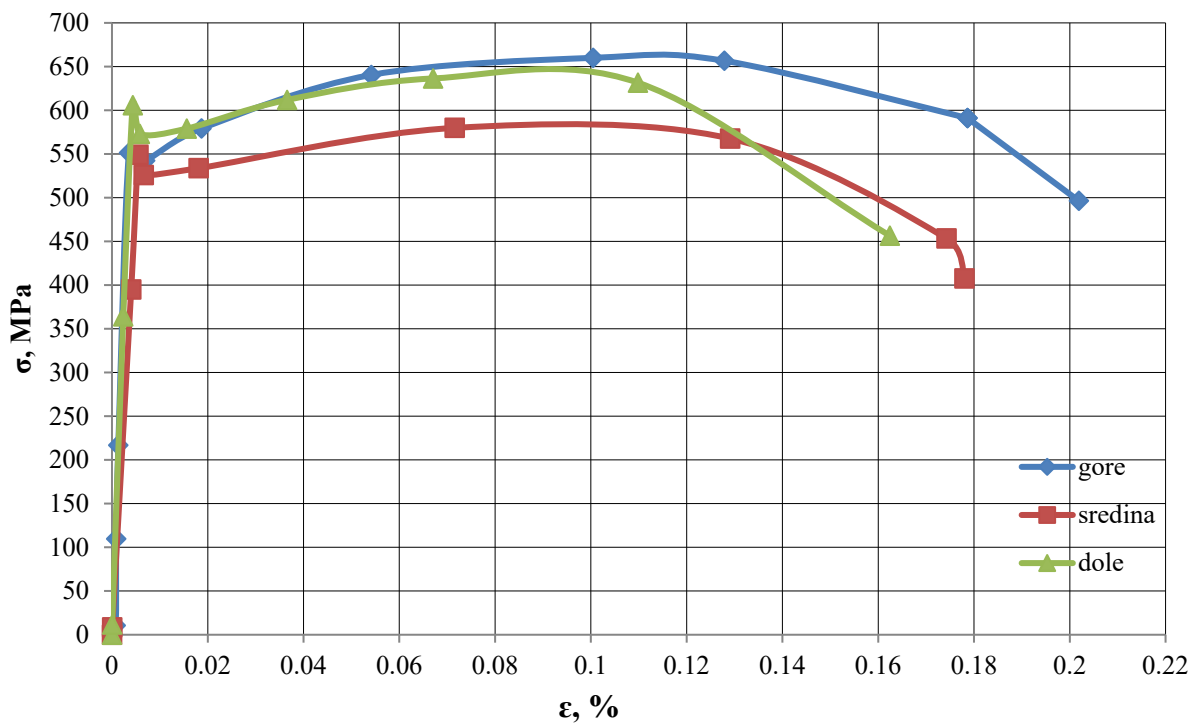
Slika 4.8. Uporedni dijagrami *napon-deformacija* za epruvete ispitivane na sobnoj temperaturi

NIOMOL 490K, MŠ, -40°C, epruvete G4, S4, D4



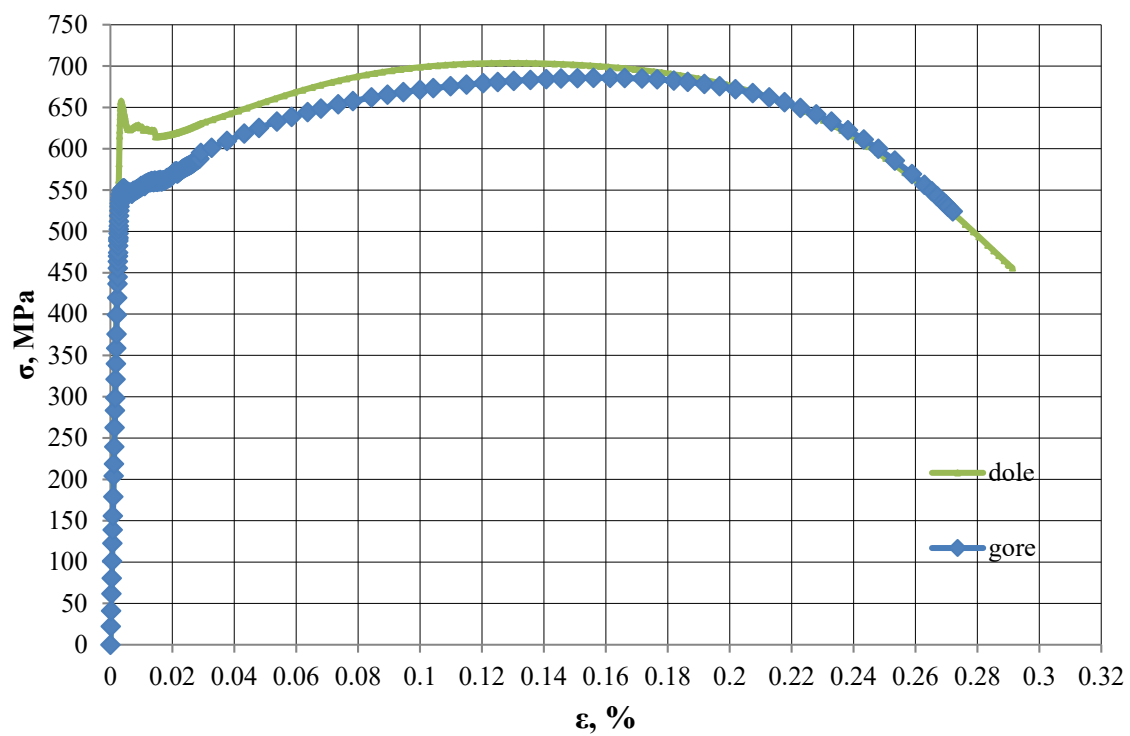
Slika 4.9 Uporedni dijagrami *napon-deformacija* za epruvete ispitane na temperaturi od -40 °C

NIOMOL 490K, MŠ, -50°C, epruvete G3, S3, D3



Slika 4.10 Uporedni dijagrami *napon-deformacija* za epruvete ispitane na temperaturi od -50 °C

NIOMOL 490K, MŠ, -60°C, epruvete G2, S2, D2



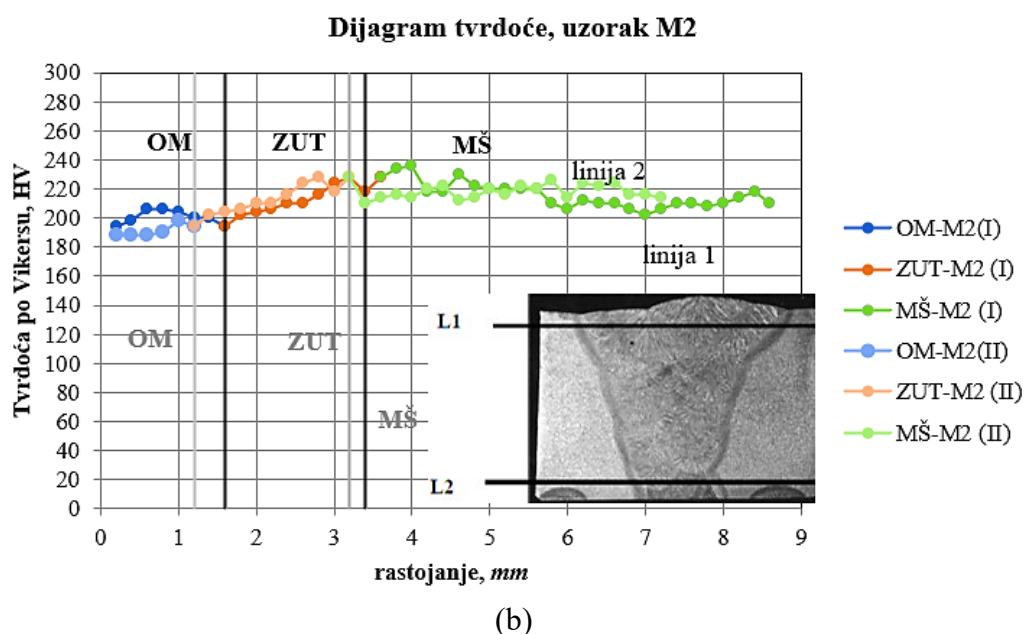
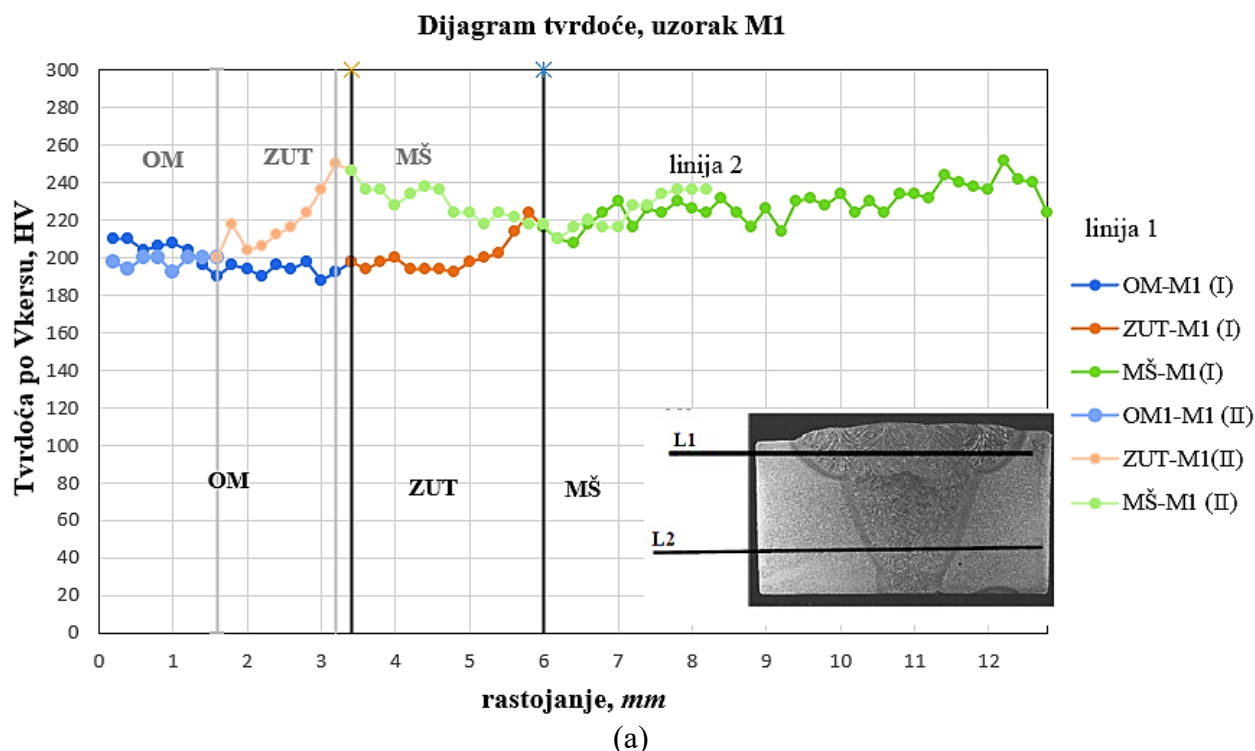
Slika 4.11 Uporedni dijagrami *napon-deformacija* za epruvete ispitane na temperaturi od -60 °C

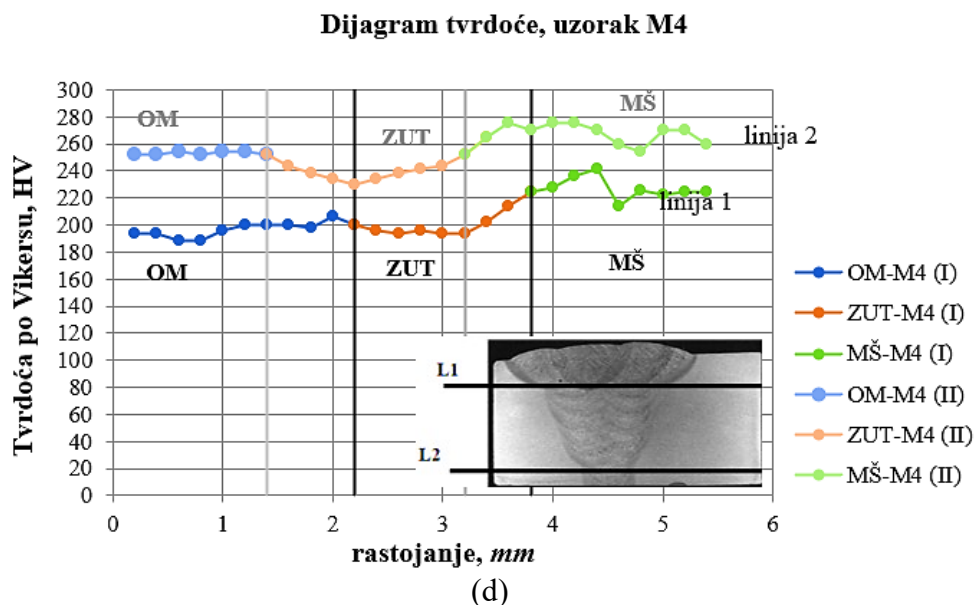
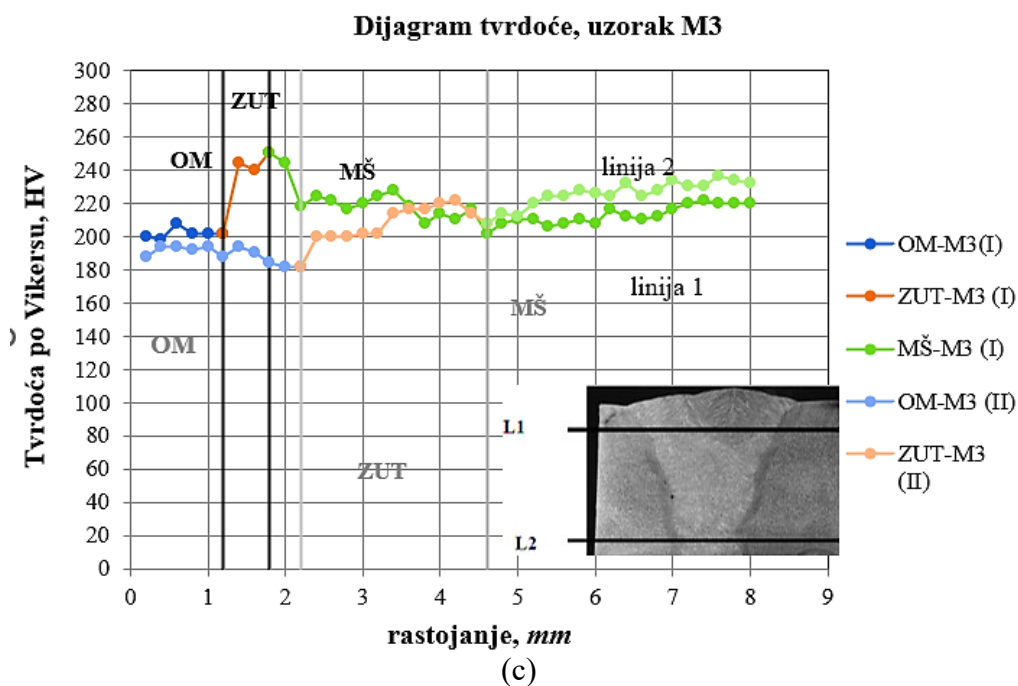
4.3. Merenje tvrdoće

Tvrdoća je merena na uzorcima debljine ≈ 30 mm, merna mesta su sa korakom od 0,2 mm, u MŠ, ZUT i OM radi određivanja i evidentiranja opsega vrednosti tvrdoće u zavarenom spoju. Merenje tvrdoće izvedeno je na četiri različite vrste uzoraka namenjenih određivanju zateznih svojstava (označenih kao M1 i M2) i ispitivanjima iz oblasti mehanike loma (označenih kao M3 i M4).

Izmerene vrednosti tvrdoće HV za uzorke M1 – M4 prikazane su na sl. 4.12 od (a) do (d). Merna linija 1 (L1) označava lice zavora, dok merna linija 2 (L2) označava koren zavora. Oznaka I u legendi uz simbole OM, MŠ i ZUT predstavlja tvrdoću izmerenu na licu, dok oznaka II označava tvrdoću izmerenu u korenu zavora.

Rezultati merenja tvrdoće HV u zavarenom spoju prikazani su tabelarno u tabeli 4.1.





Slika 4.12. Raspodela tvrdoće duž zavarenog spoja NM 490K u četiri poprečna preseka za uzorke: (a) M1; (b) M2; (c) M3; i (d) M4

Tabela 4.1 Prosečne vrednosti izmerene tvrdoće HV uzoraka M1 — M4 u zavarenom spoju NM 490K

Osnovni materijal	Dodatni materijal	Postupak zavarivanja	Uneta toplota Q , kJ/cm	Tvrdoća			
NIOMOL 490K	EPP 2NiMo. Ø4 mm	EPP	13.9		OM	ZUT	MŠ
				M1	188-210	192-232	210-244
				M2	188-206	202-228	208-236
				M3	182-208	200-238	202-244

				M4	194-254	194-252	214-275
--	--	--	--	----	---------	---------	---------

4.4. Udarne ispitivanja

Osobine žilavosti čelika NM490K su istraživane u većem broju radova, [3.7-3.9], a takođe postoje podaci iz literature o žilavosti zavarenih spojeva dobijenih REL i MAG postupcima zavarivanja [3.10-3.11]. U ovoj doktorskoj disertaciji smo se fokusirali na proučavanje ponašanja MŠ zavarenih spojeva ispitivanog čelika NM 490K izrađenih EPP postupkom zavarivanja.

Ispitivanjem su dobijeni dijagrami maksimalne sile i ukupne energije udara. Dobijeni dijagrami *sila-vreme* i *energija-vreme* omogućili su detaljnu analizu rezultata, odnosno procenu uticaja temperature ispitivanja na ukupnu energiju udara E_{uk} , kao i na njene komponente: energiju stvaranja prsline E_s i energiju širenja prsline $E_{\dot{s}}$.

4.4.1. Osnovni metal

Za poređenje ponašanja EPP zavarenog spoja čelika NM 490K sa osobinama OM, koristićemo nominalne vrednosti minimalne žilavosti loma čelika NM 490K, utvrđene za temperature ispitivanja od +20 °C, 0 °C, -20 °C, -40 °C, -50 °C i -60 °C, a prema internim standardima proizvođača Železare Acroni Jesenice koje su prikazane u tabeli 4.2.

Tabela 4.2. Nominalne vrednosti žilavosti loma čelika NIOMOL 490K

	Žilavost ISO-V, J (min) NESTARENO STANJE						Žilavost ISO-V, J (min) STARENO STANJE					
	Temperatura ispitivanja, °C						Temperatura ispitivanja, °C					
	+20	0	-20	-40	-50	-60	+20	+5	-20	-40	-50	-60
uzdužno	126	126	126	118	118	102	55	47	41	31	-	27
poprečno	94	94	94	78	78	60	47	35	31	27	-	27
Napomena: -za ispitivanje žilavosti u starenom stanju korišćeni su 5 ili 10% hladno deformisani uzorci koji su 30 min žareni na 250 °C; -vrednosti važe do debljine limova od 40 mm i -u slučaju posebnih konstrukcijskih zahteva vrednosti žilavosti se određuju posebno.												

4.4.2. Metal šava

Izrađeno je 30 setova od po 3 epruvete, ukupno 90 Šarpi epruveta iz MŠ koje su ispitane na 6 ispitnih temperatura: +20 °C, 0 °C, -20 °C, -40 °C, -50 °C i -60 °C.

Za ispitivanje udarnog ponašanja MŠ izrađene su Šarpi epruvete kod kojih je zarez postavljen u gornjem delu metala šava (oznaka „G”), u centralnom delu (oznaka „S”) i u korenu zvara (oznaka „D”). Na sl. 4.13 prikazani su zajednički dijagrami po jednoj temperaturi ispitivanja, dok su na sl. 4.15 do 4.20 prikazani dijagrami sile udara F i energije E u funkciji sa vremenom, dobijeni Šarpijevim ispitivanjem epruveta iz MŠ za svaku pojedinačnu temperature ispitivanja, +20°C, -60°C, -50°C, -40°C, -20°C i 0°C.

Vrednosti energije udara za sva tri konstituenta zavarenog spoja (OM, ZUT i MŠ), preuzete iz literature [3.12], date su u tabeli 4.3. Prikazani rezultati su dobijeni ispitivanjem ploča NM 490K izvađenih iz iste šarže materijala i zbog toga mogu da se porede sa našim rezultatima ispitivanja.

Prelazna temperatura krtog loma, NDT temperatura, određena je na osnovu dijagrama sa sl. 4.14 primenom kriterijuma TK27. Vrednosti NDT temperature za različite zone zavarenog spoja prikazane su u tabeli 4.4.

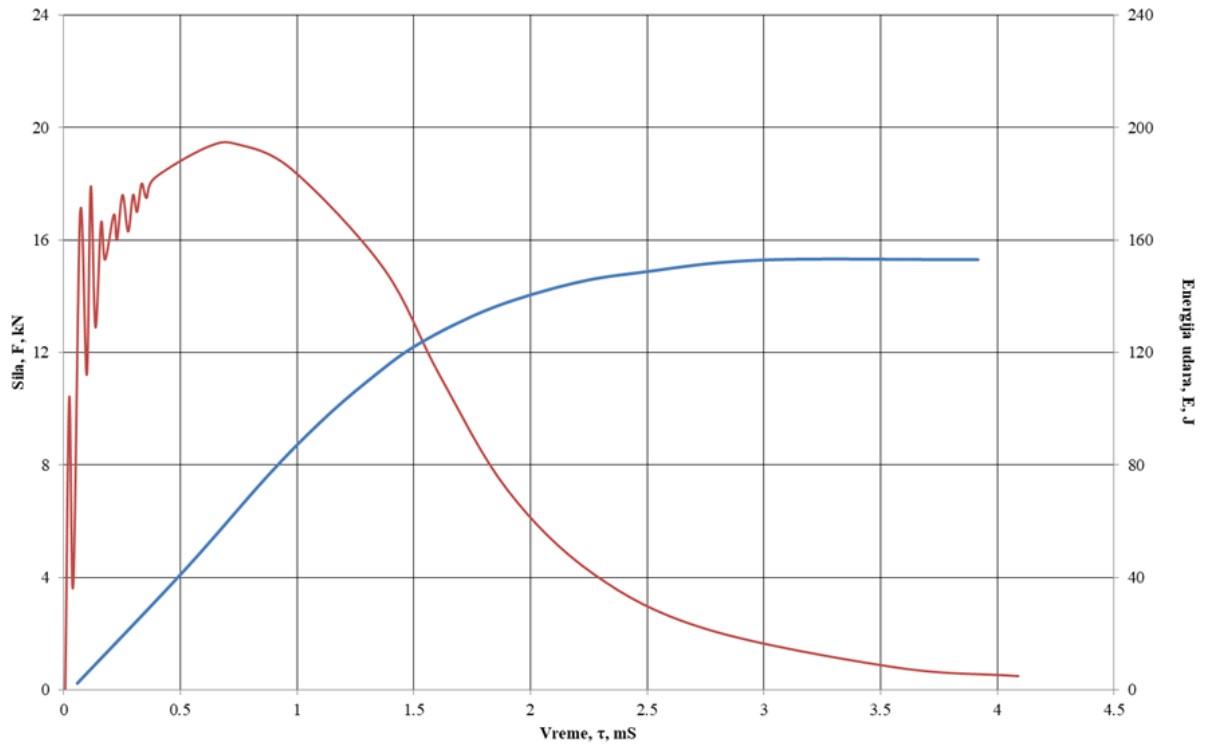
Tabela 4.3 Rezultati udarnog Šarpi ispitivanja čelika NIOMOL 490 K, [3.12].

Epruveta	OM								
Temperatura, °C	-60	-50	-30	-20	-10	0	20	30	40
<i>E_{uk}</i>, J	65	69	85	114	130	155	158	161	161
Epruveta	MŠ								
Temperatura, °C	-60	-50	-30	-20	-10	0	20	30	40
<i>E_{uk}</i>, J	22	22	31	62	75	110	152	155	156
Epruveta	ZUT								
Temperatura, °C	-60	-50	-30	-20	-10	0	20	30	40
<i>E_{uk}</i>, J	44	46	58	88	112	120	154	157	157

Tabela 4.4 NDT temperature zavarenog spoja

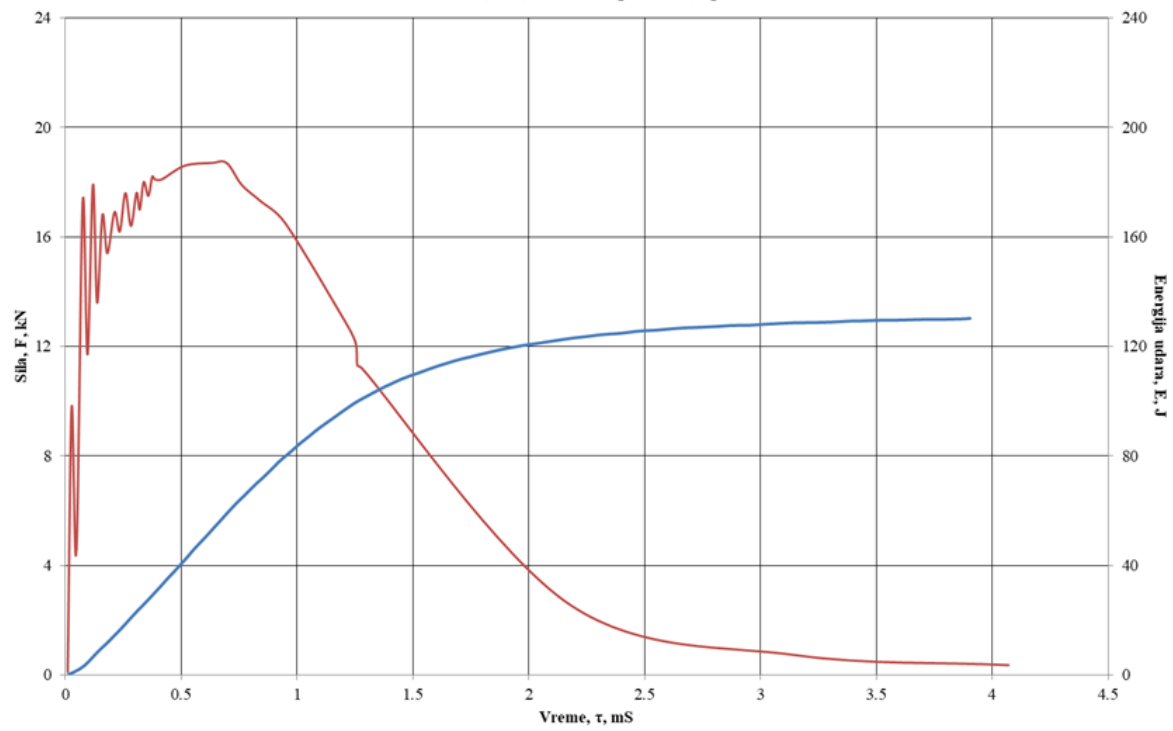
Materijal	OM	MŠ	ZUT
NDT	Ispod -60°C	Ispod -60°C	-40°C

NIOMOL 490K, MŠ, sobna temperatura, epruveta 9 G

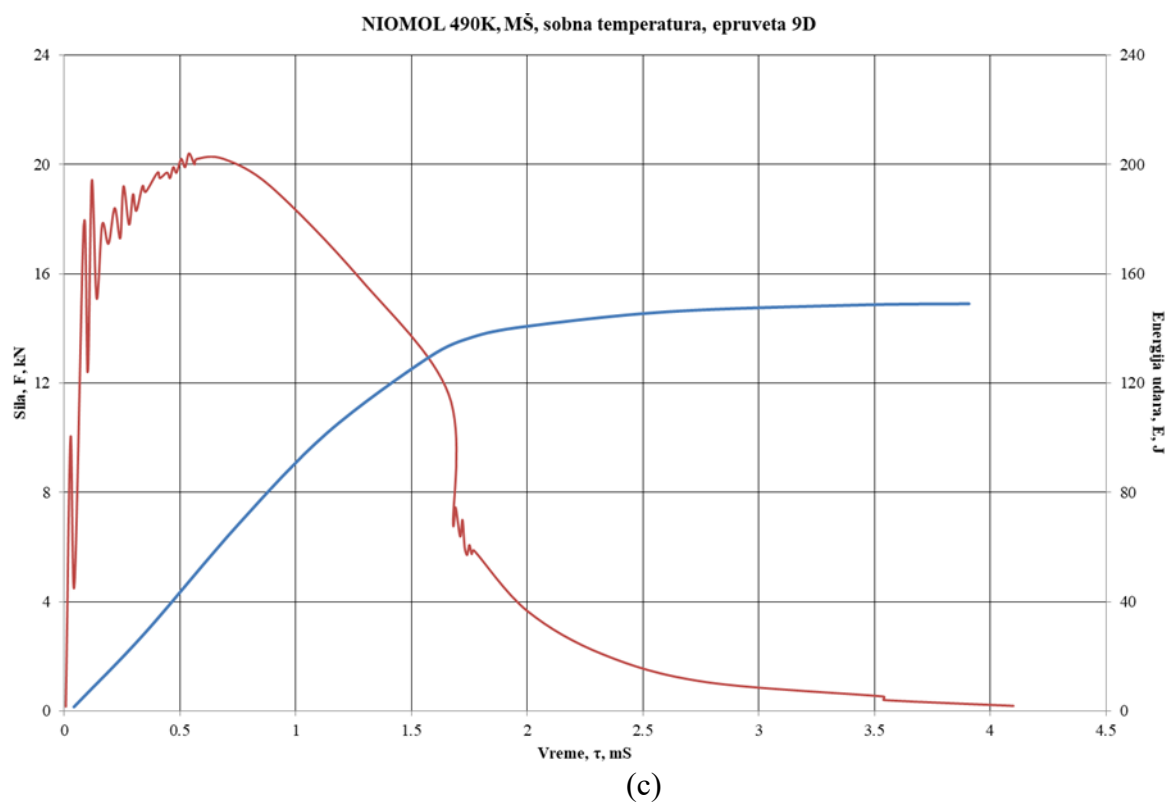


(a)

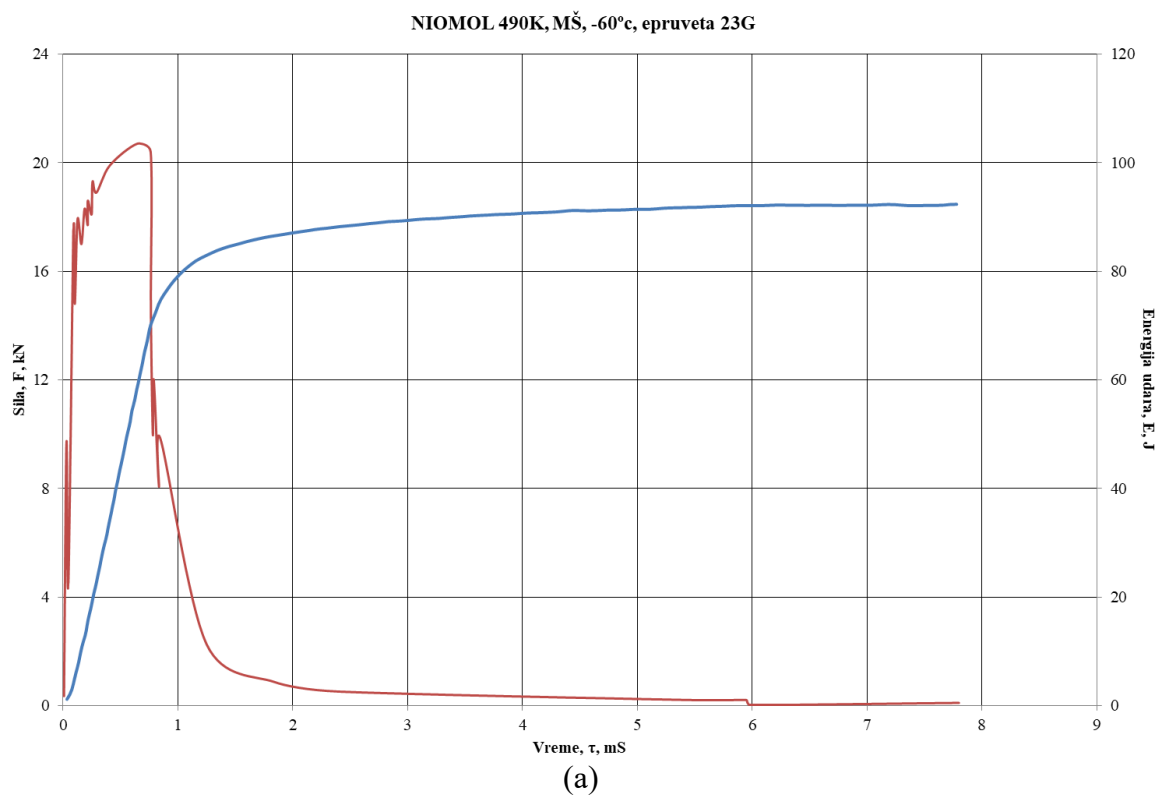
NIOMOL 490K, MŠ, sobna temperatura, epruveta 9S

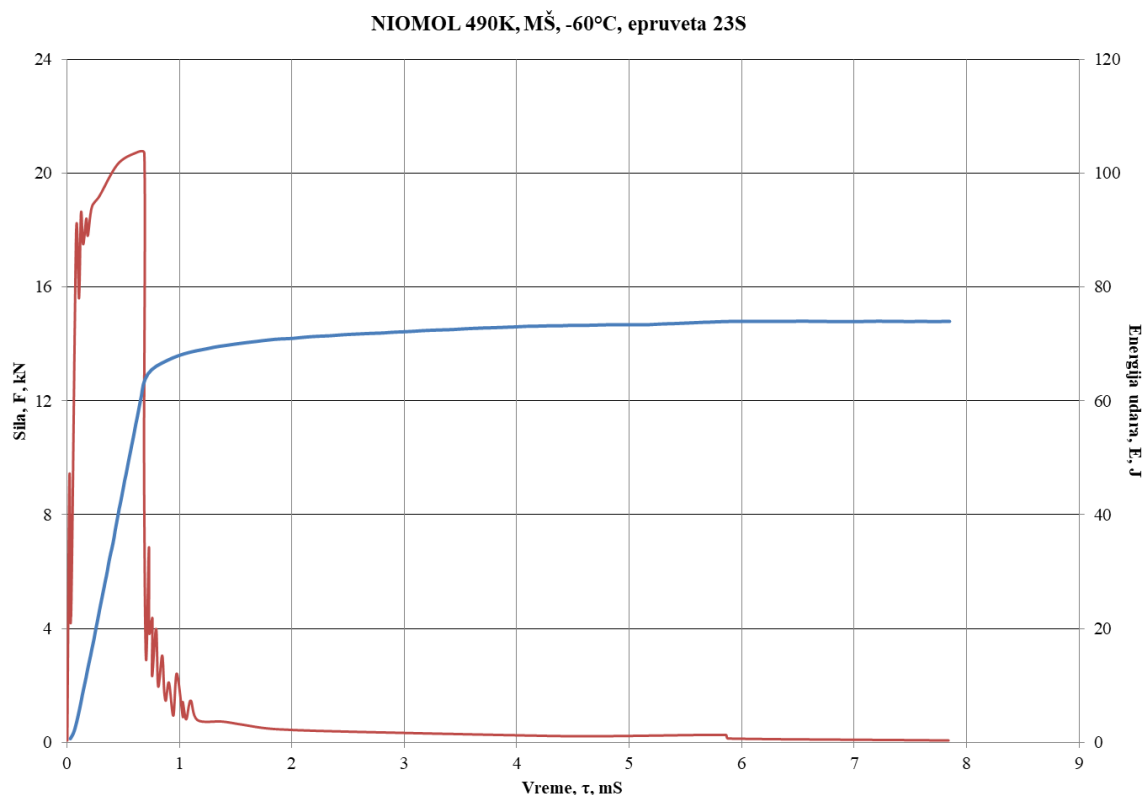


(b)

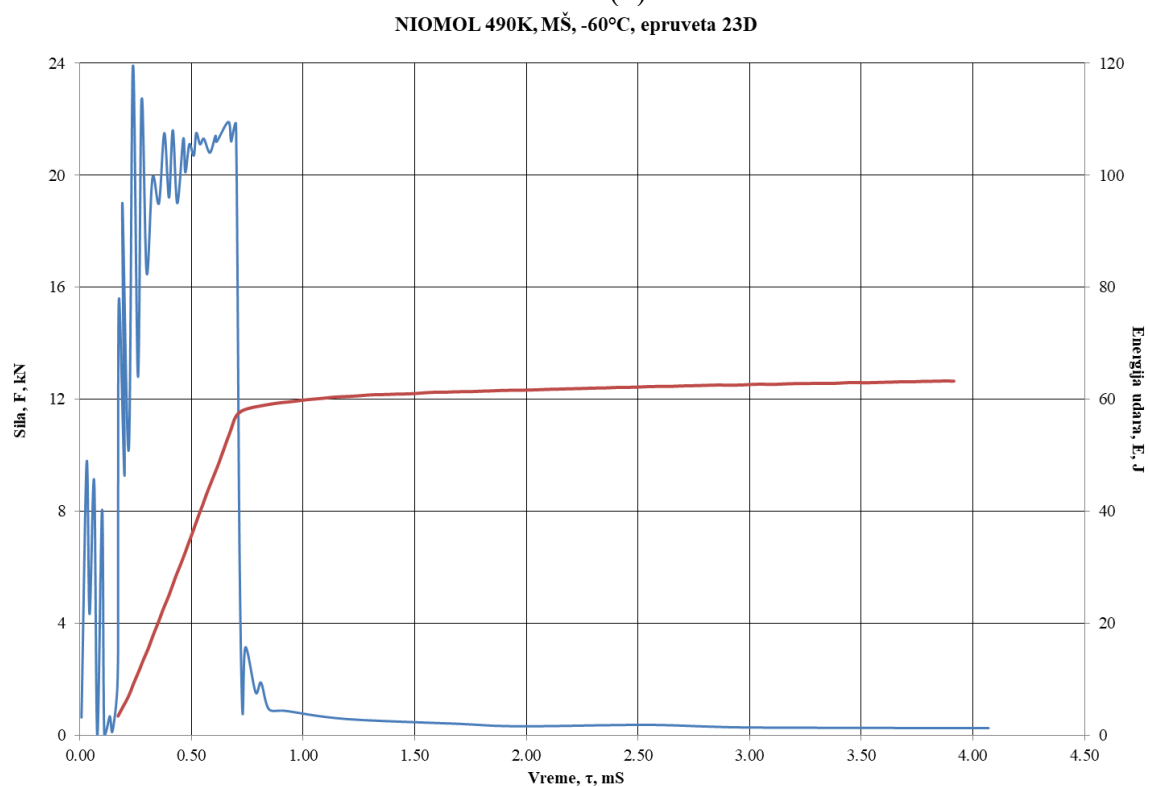


Slika 4.13. Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem epruvete 9 na temperaturi 20°C
(a) sa zarezom u licu šava (G), (b) u sredini (S) i (c) u korenu šava (D)



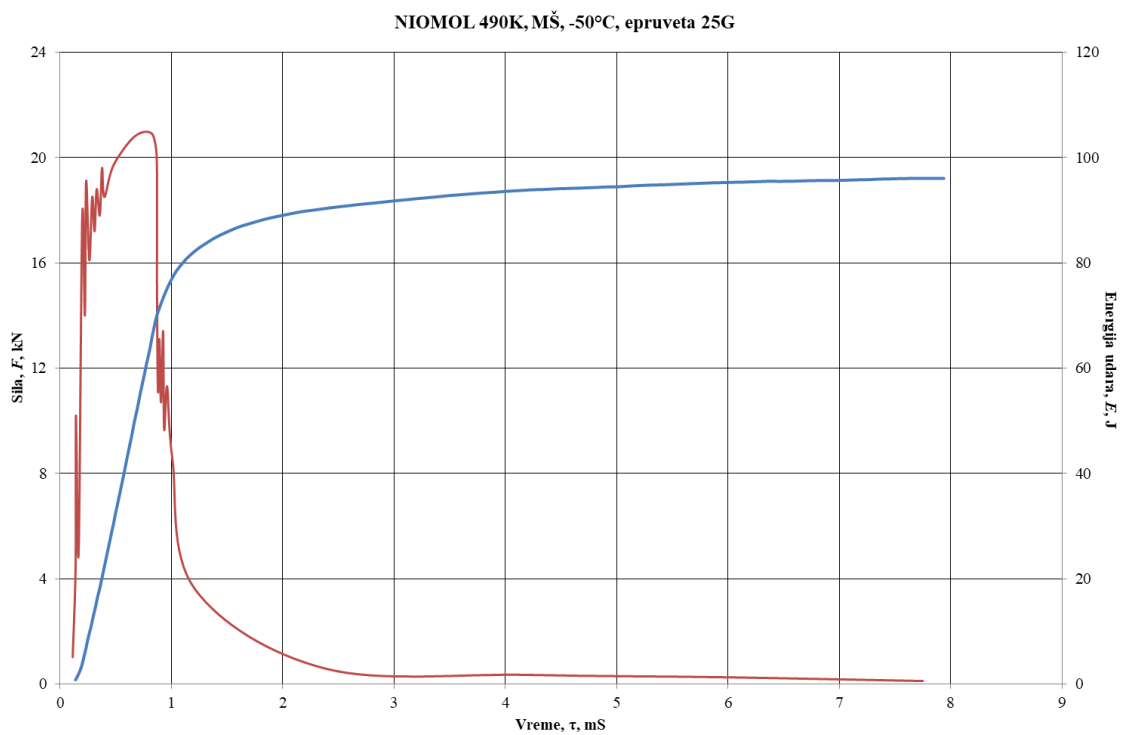


(b)

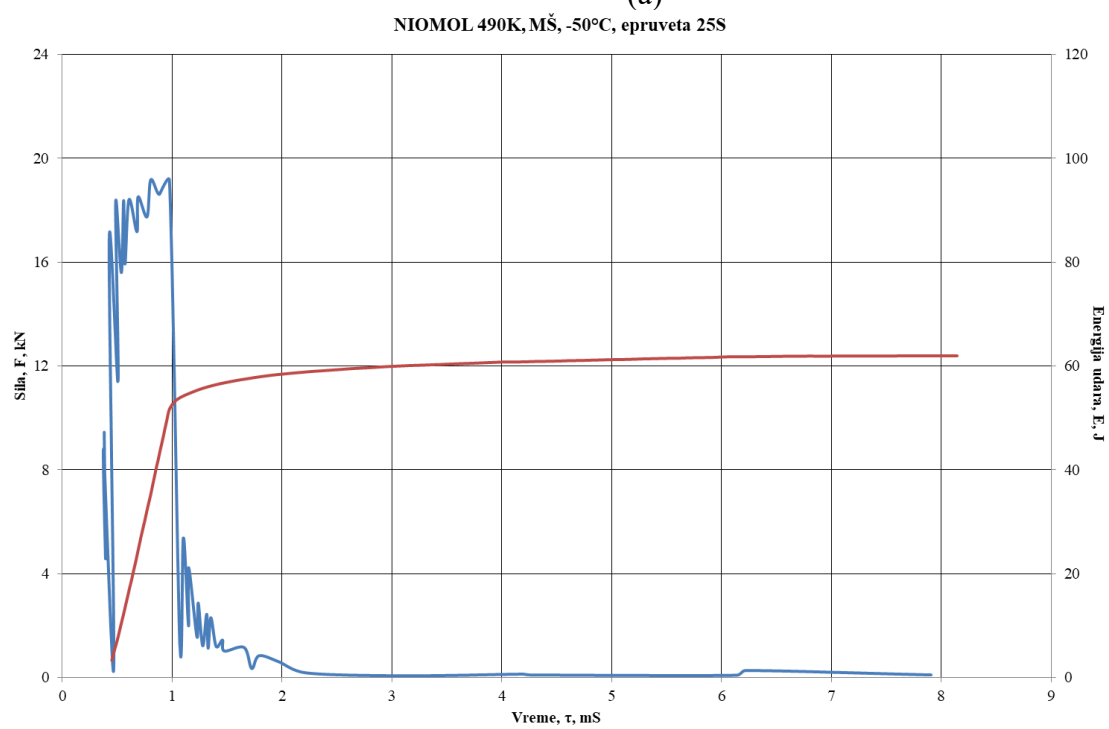


(c)

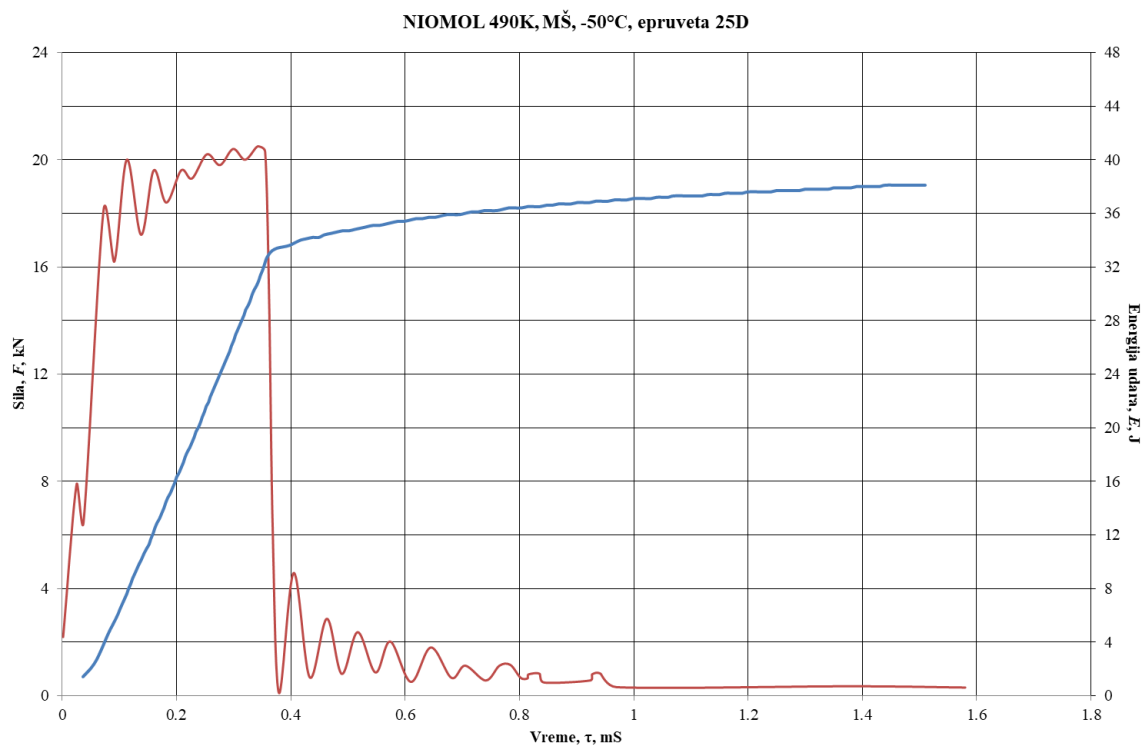
Slika 4.14: Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem epruvete 23 na temperaturi -60°C
(a) sa zarezom u licu šava (G), (b) u sredini (S) i (c) u korenu šava (D)



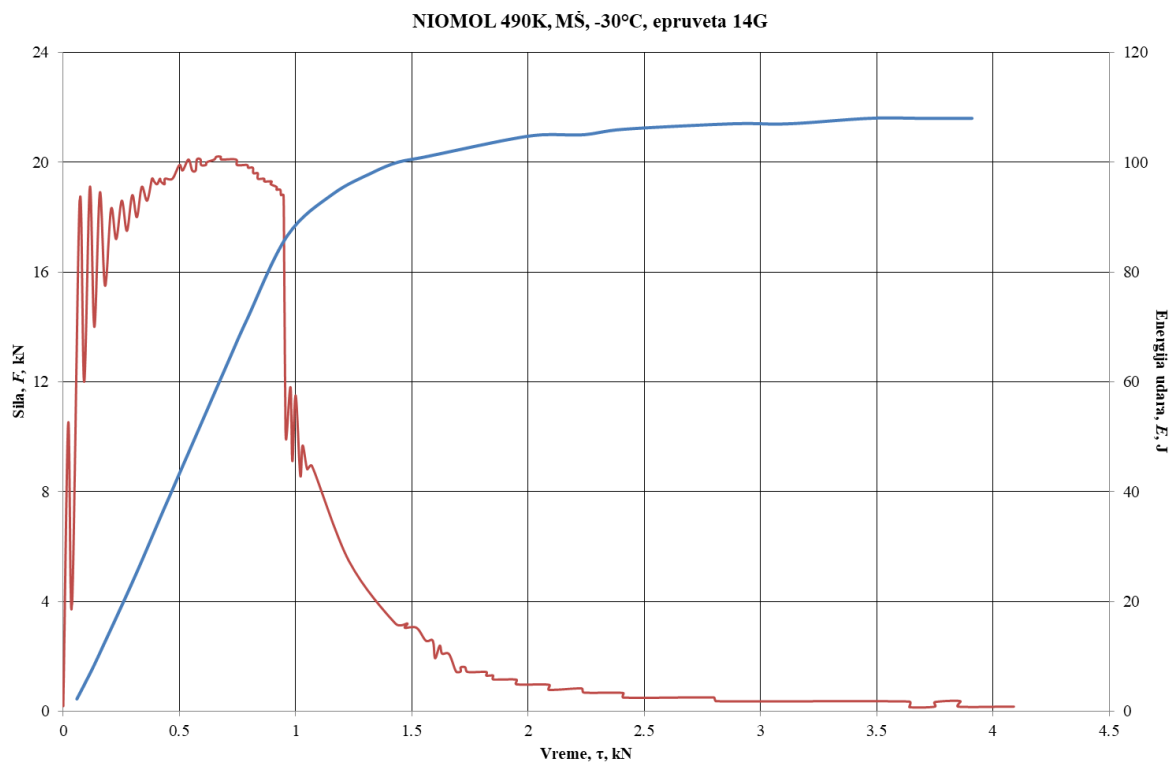
(a)

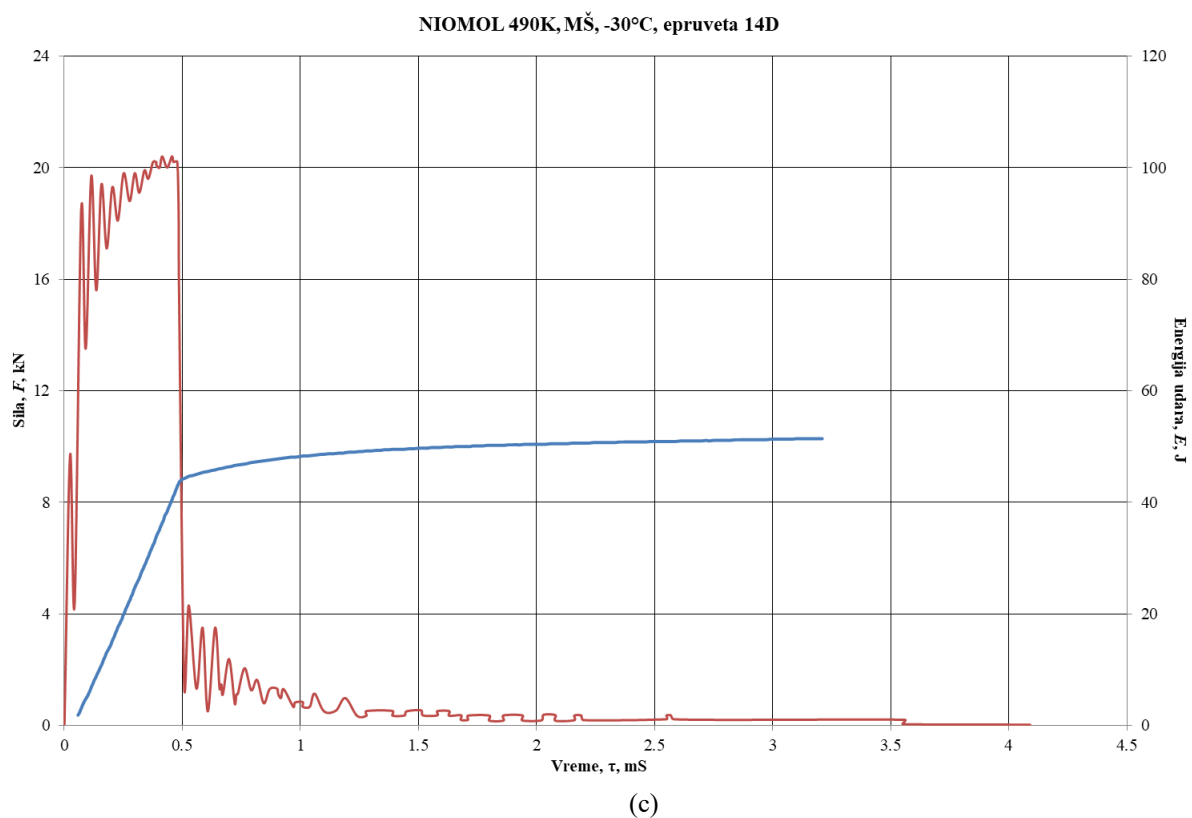


(b)

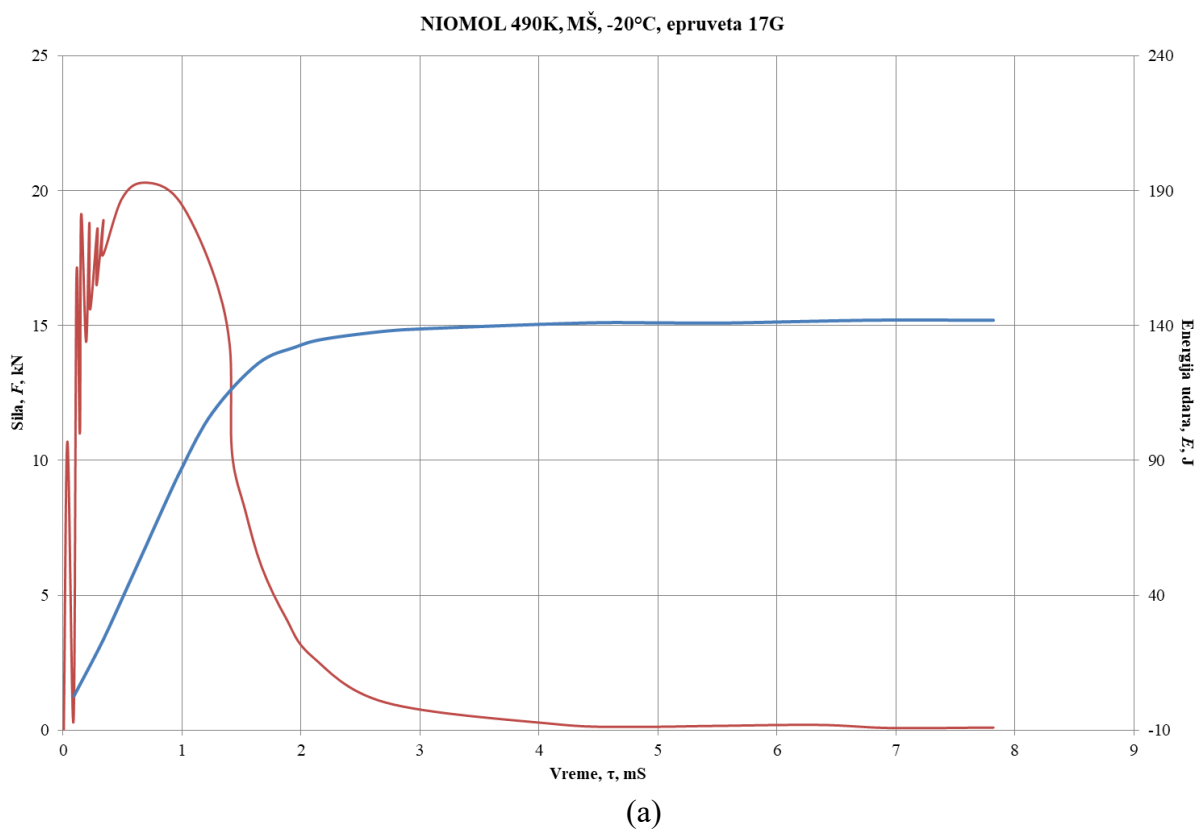


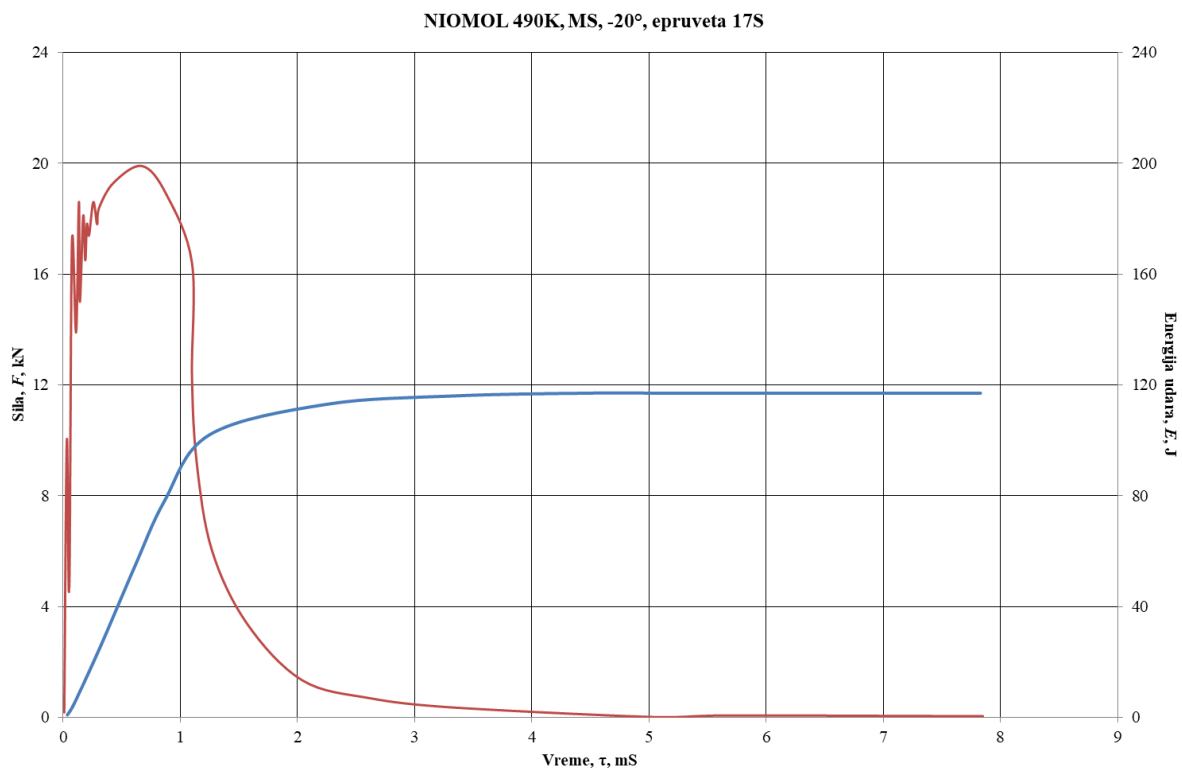
Slika 4.15: Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem epruvete 25 na temperaturi -50°C
(a) sa zarezom u licu šava (G), (b) u sredini (S) i (c) u korenu šava (D)



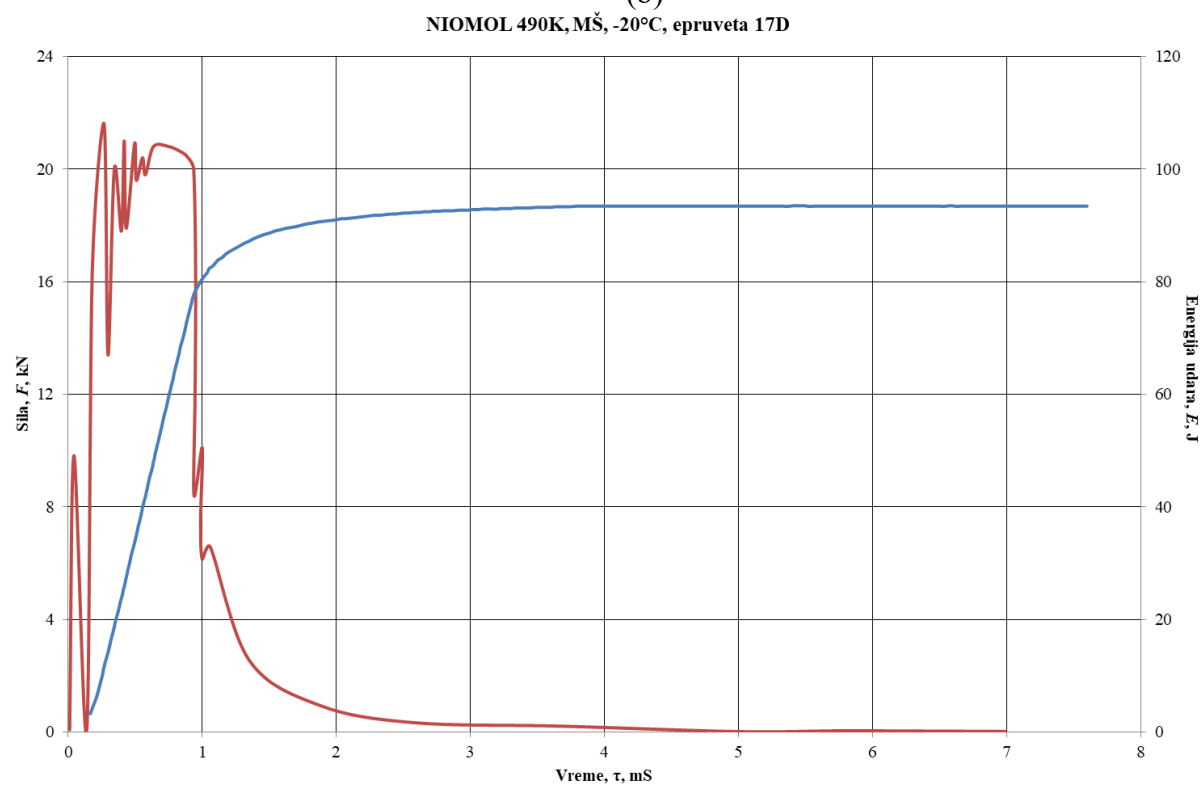


Slika 4.16: : Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem epruvete 14 na temperaturi -30°C
(a) sa zarezom u licu šava (G) i (b) u korenu šava (D)



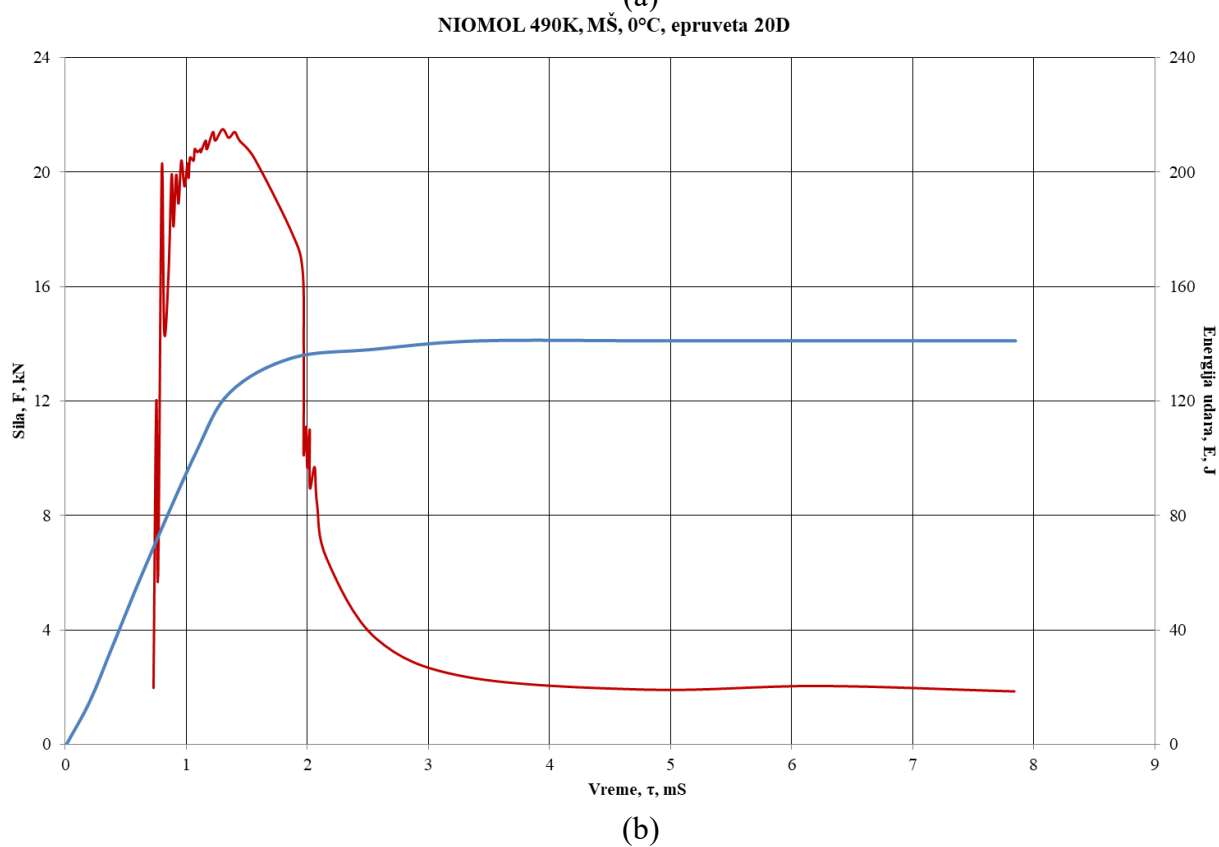
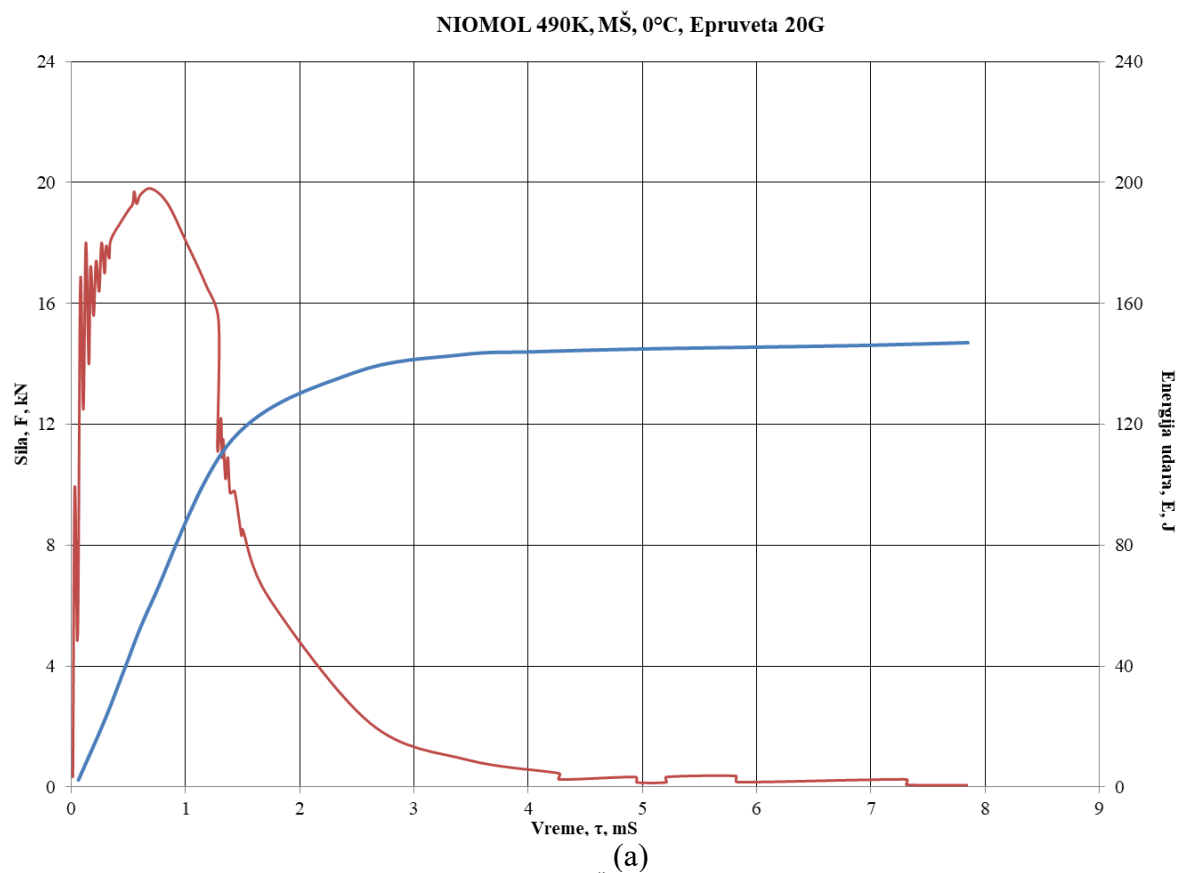


(b)



(c)

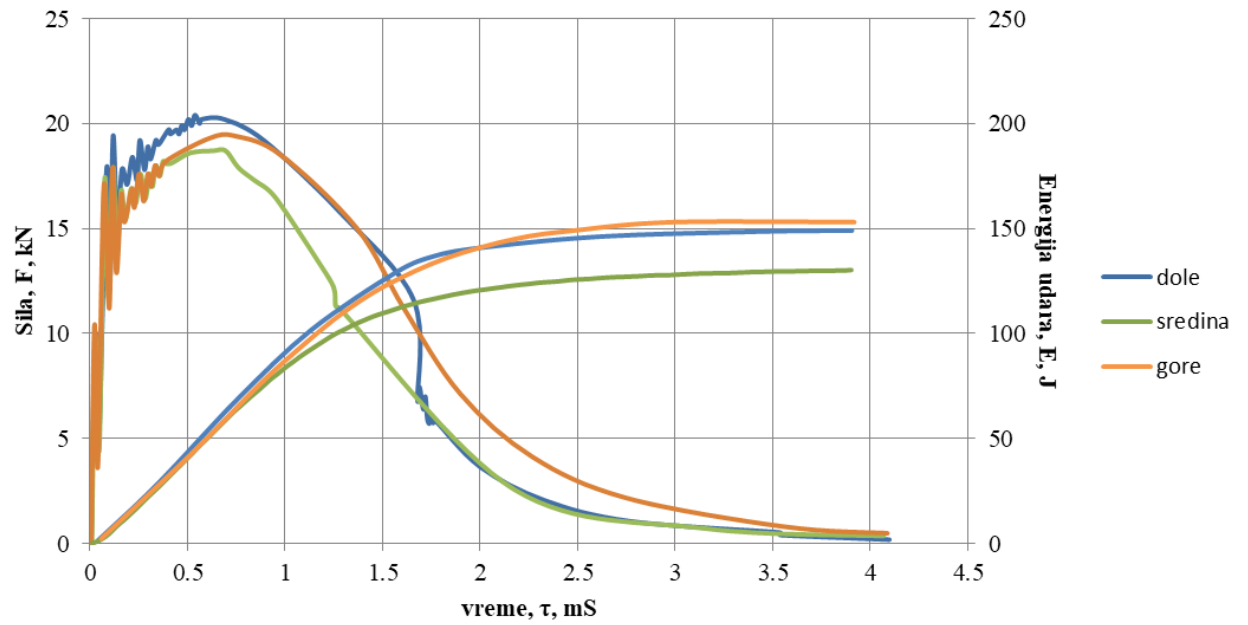
Slika 4.17: Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem epruvete 17 na temperaturi -20°C
(a) sa zarezom u licu šava (G), (b) u sredini (S) i (c) u korenu šava (D)



Slika 4.18: Dijagrami dobijeni udarnim ispitivanjem epruvete 20 na temperaturi 0°C
(a) sa zarezom u licu šava (G) i (b) u korenu šava (D)

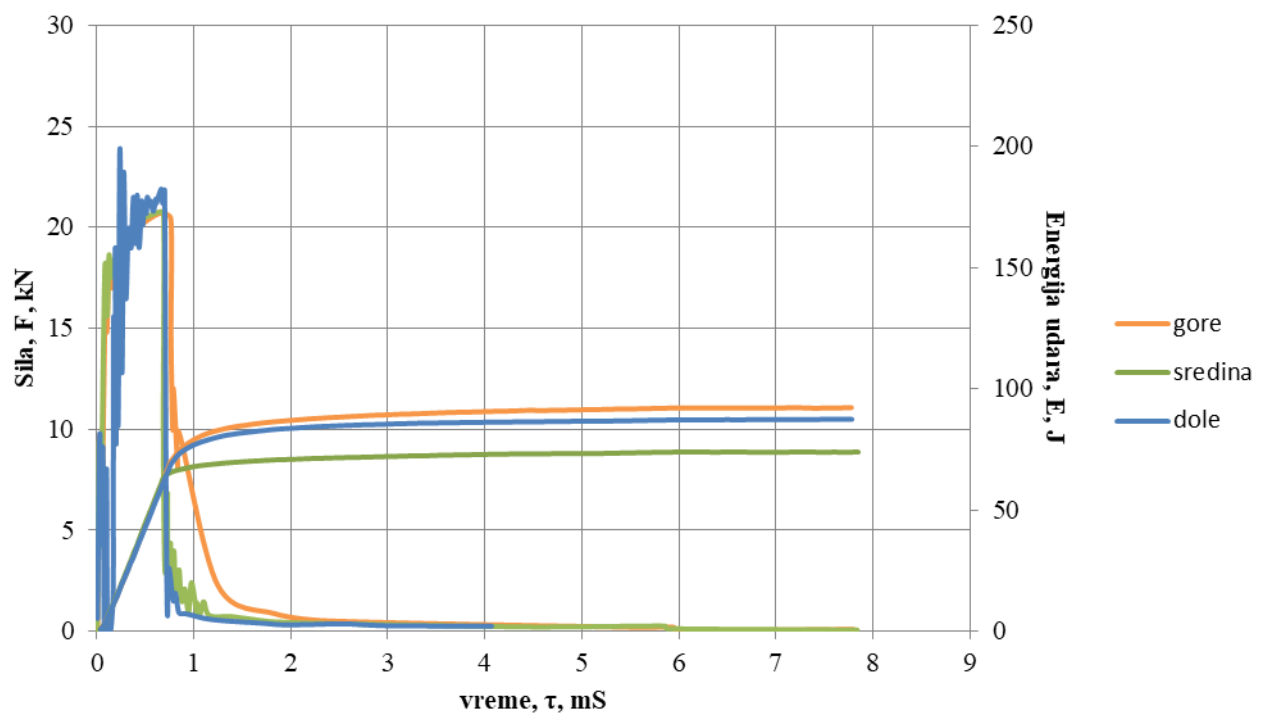
(c)

NIOMOL 490K, MŠ, sobna temperatura, G9, S9, D9



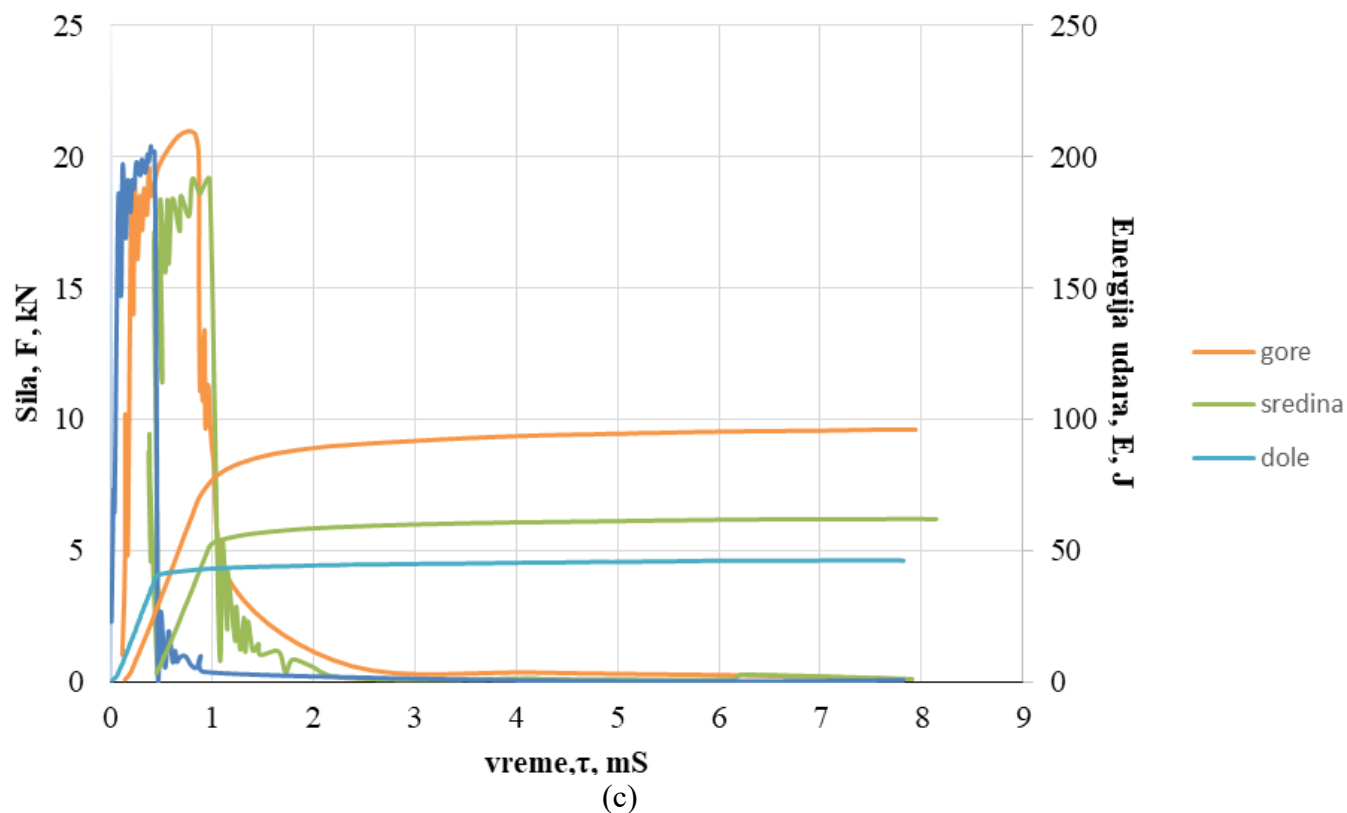
(a)

NIOMOL 490K, MŠ, -60°C, G23, S23, D23

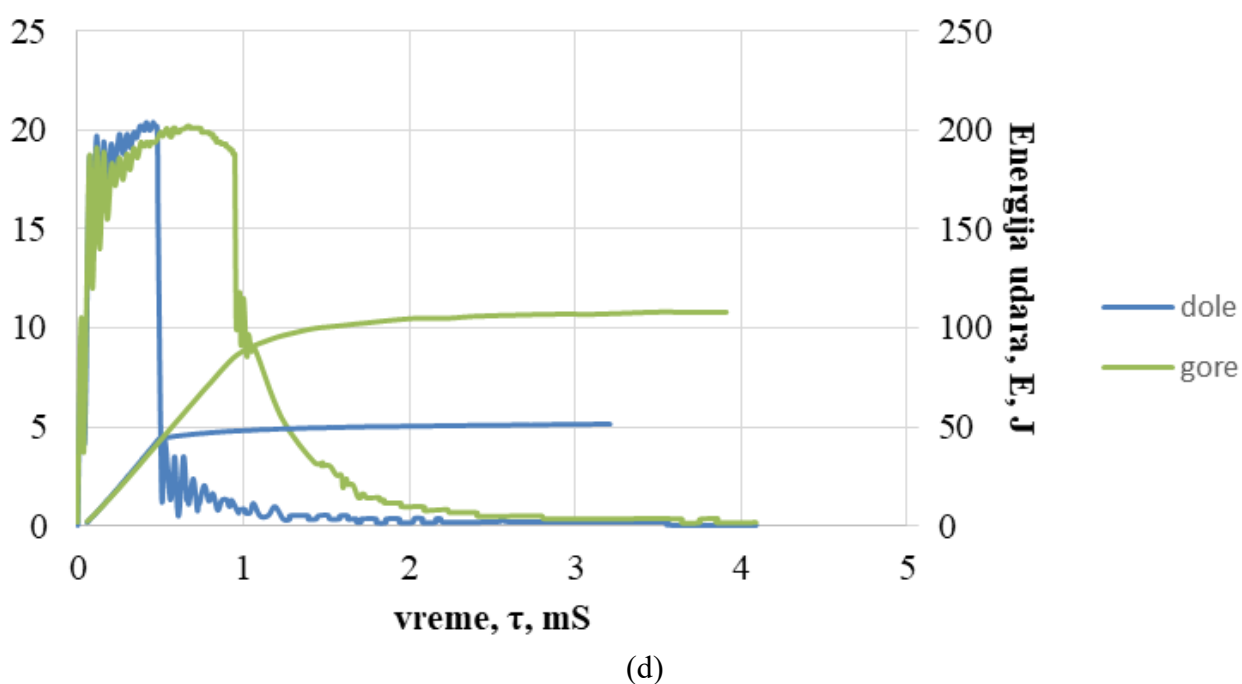


(b)

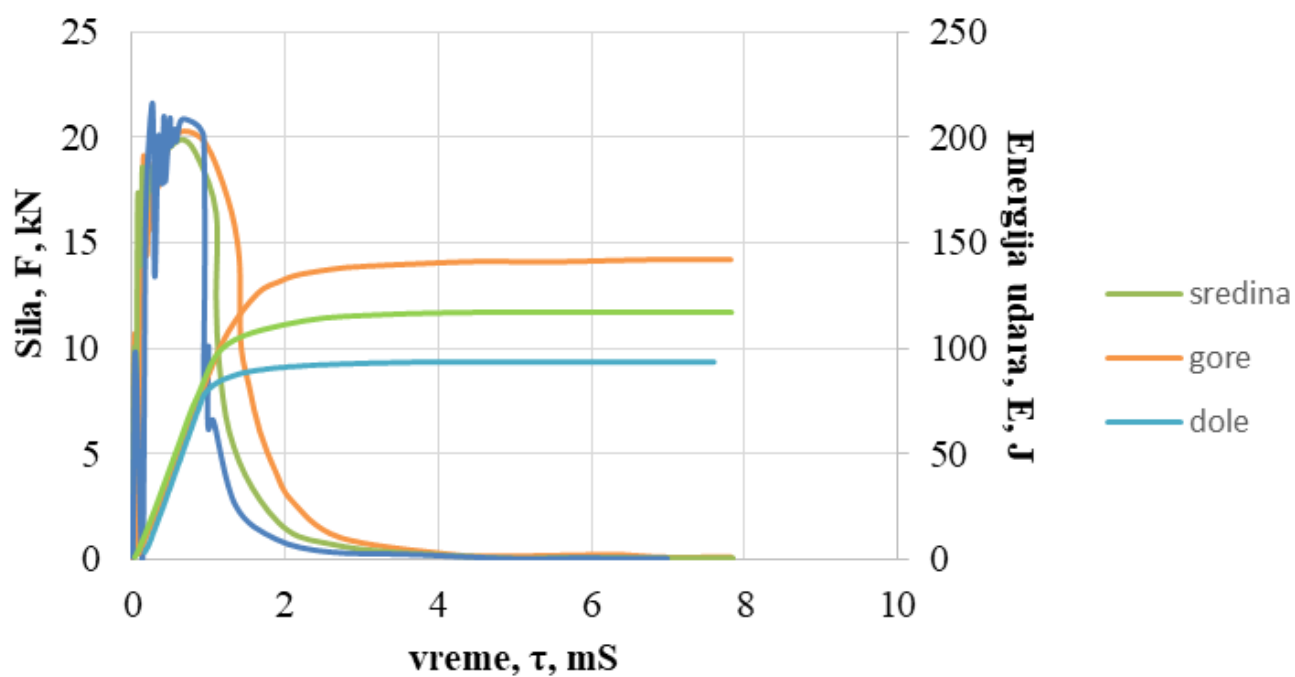
NIOMOL 490K, MŠ, -50°C, G25, S25, D25



NIOMOL 490K, MŠ, -30°C, D14, G14

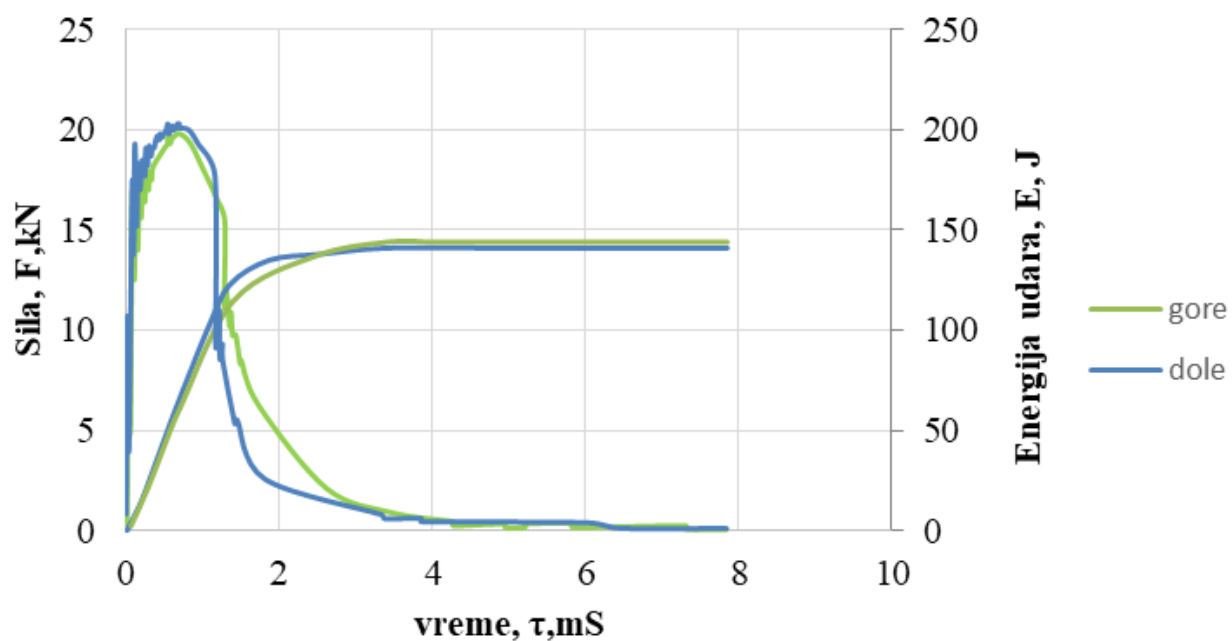


NIOMOL 490K, MŠ, -20°C, G17, S17, D17



(e)

NIOMOL 490K, MŠ, 0°C, G20, D20



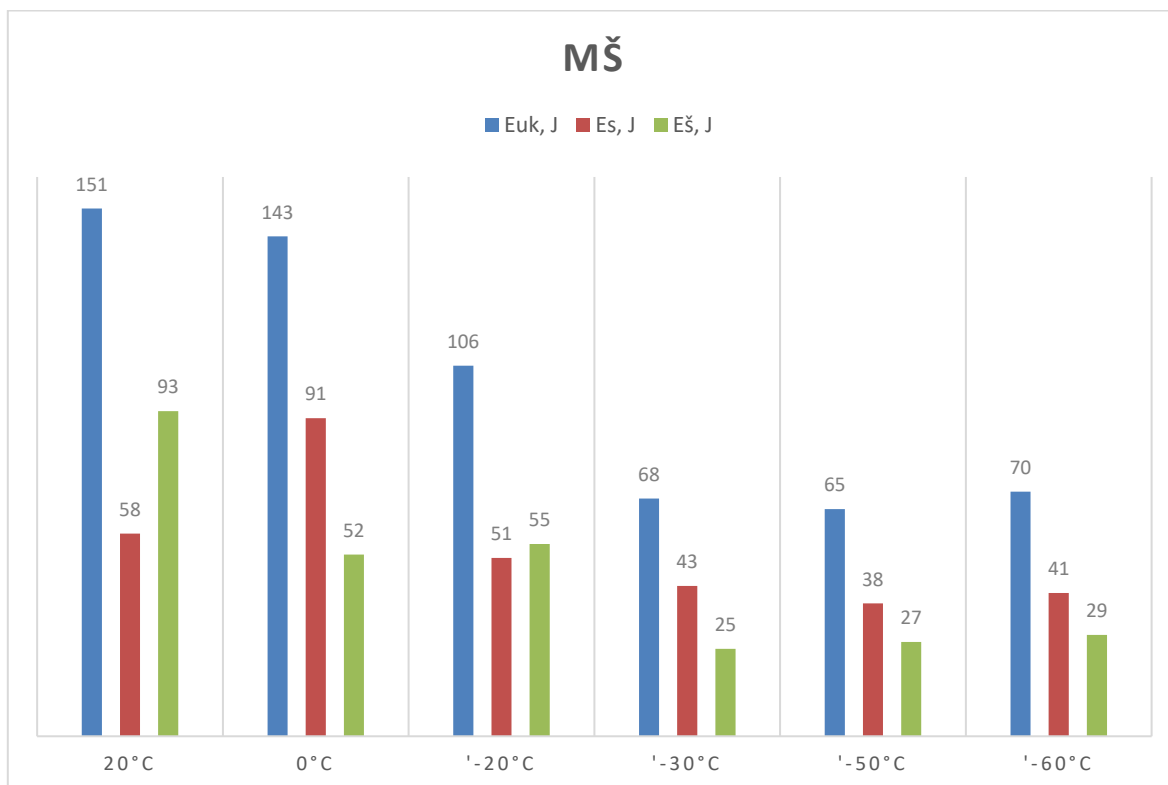
(f)

Slika 4.19 Dijagrami sila – vreme i energija – vreme za 6 temperatura G, S, D od a do f

Tabela 4.5 Rezultati energije udara na različitim temperaturama za MŠ

Oznaka epruvete	Temperatura ispitivanja, °C	Ukupna energija udara, E_{uk} , J	Energija stvaranja prsline, E_s , J	Energija širenja prsline, $E_{\bar{s}}$, J
MŠ-19G	0	162	118	44
MŠ-19D	0	129	70	59
MŠ-20G	0	144	70	74
MŠ-20D	0	141	120	21
MŠ-30D	0	135	75	60
MŠ-7G	20	156	62	94
MŠ-7S	20	162	61	101
MŠ-8G	20	156	60	96
MŠ-8S	20	148	50	98
MŠ-8D	20	150	58	92
MŠ-9G	20	158	63	90
MŠ-9S	20	131	51	80
MŠ-9D	20	149	57	92
MŠ-16G	-20	140	60	80
MŠ-16S	-20	129	51	78
MŠ-16D	-20	90	44	46
MŠ-17G	-20	130	90	40
MŠ-17S	-20	116	60	56
MŠ-17D	-20	92	51	41
MŠ-18S	-20	104	35	69
MŠ-18D	-20	50	20	30
MŠ-10D	-30	24	13	11
MŠ-11G	-30	97	50	47
MŠ-11D	-30	70	43	27
MŠ-13S	-30	85	53	32
MŠ-13D	-30	52	33	19
MŠ-14G	-30	104	58	46
MŠ-14D	-30	47	22	25
MŠ-15G	-30	87	45	42
MŠ-24G	-50	108	70	38
MŠ-25G	-50	90	60	30
MŠ-25S	-50	58	29	27
MŠ-26D	-50	35	18	17
MŠ-26S	-50	59	27	32
MŠ-26D	-50	44	24	20
MŠ-21S	-60	103	55	48
MŠ-22G	-60	84	49	35
MŠ-22S	-60	52	27	25
MŠ-22D	-60	28	14	14
MŠ-23G	-60	92	60	32
MŠ-23S	-60	74	45	29
MŠ-23D	-60	58	40	18

Rezultati udarnih ispitivanja svih ispitanih epruveta izvađenih iz MŠ, uključujući i nekoliko predstavljenih na dijagramima sl. 4.13 do 4.20, dati su tabeli 4.5. Na sl. 4.19 (g) prikazane su razdvojene vrednosti energija udara epruveta iz MŠ za svih 6 temperatura ispitivanja.



Slika 4.20 (g) Dijagrami sila – vreme i energija – vreme za 6 temperatura G, S, D od a do f

Dobijene vrednosti energije stvaranja prsline E_s , energije širenja $E_{\dot{s}}$ i ukupne energije udara E_{uk} , za ispitane setove od po 3 epruvete uzorkovane iz MŠ, za dve temperature ispitivanja (ambijentalnu i najnižu radnu temperaturu), prikazani su u tabeli 4.6.

Tabela 4.6 Rezultati Šarpi ispitivanja epruveta iz MŠ ispitivanog čelika na temperaturama ispitivanja od 20 °C i -60 °C

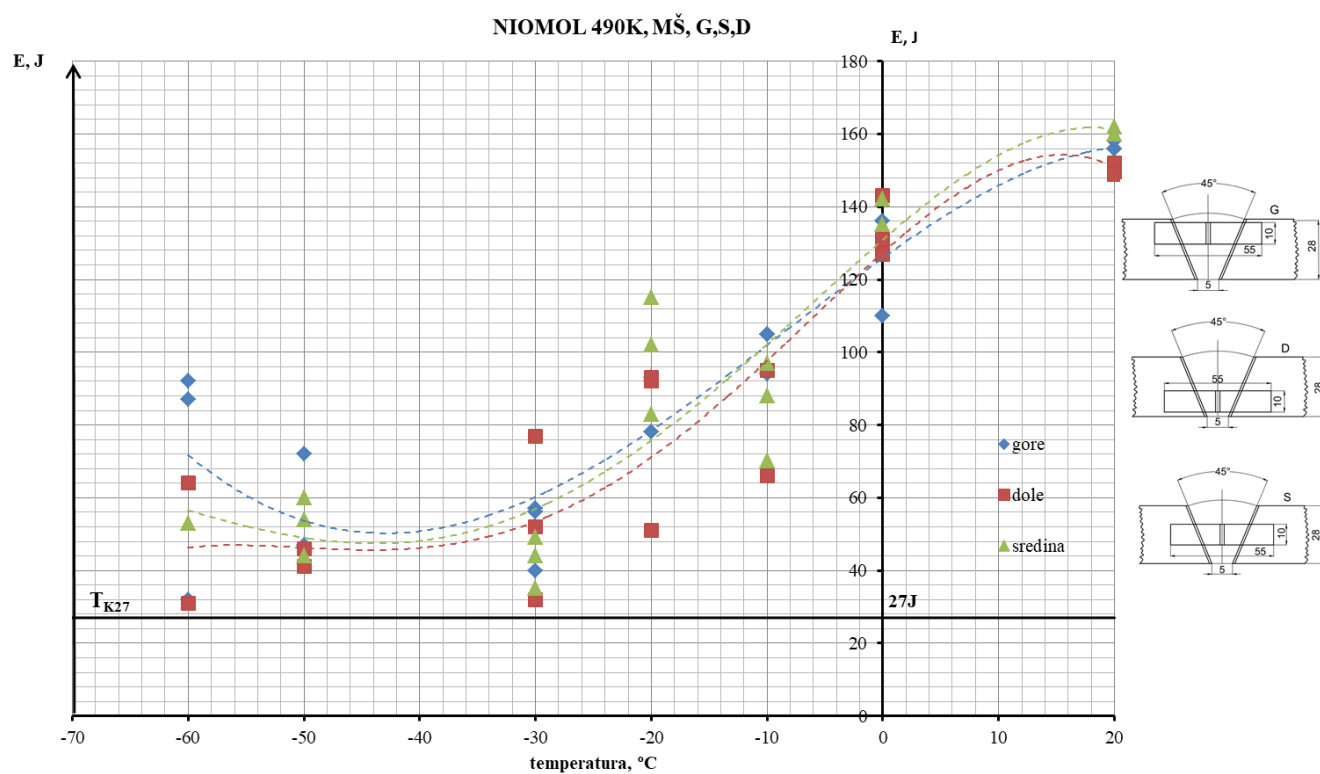
Oznaka epruvete	Temperatura ispitivanja, °C	Ukupna energija udara, E_{uk} , J	Energija stvaranja prsline E_s , J	Energija širenja prsline $E_{\dot{s}}$, J
MŠ-9G	20	158	63	95
MŠ-9S	20	131	51	80
MŠ-9D	20	149	57	92
MŠ-23G	-60	92	60	32
MŠ-23S	-60	74	45	29
MŠ-23D	-60	58	40	18

*D-Dole, G-Gore, S-Sredina

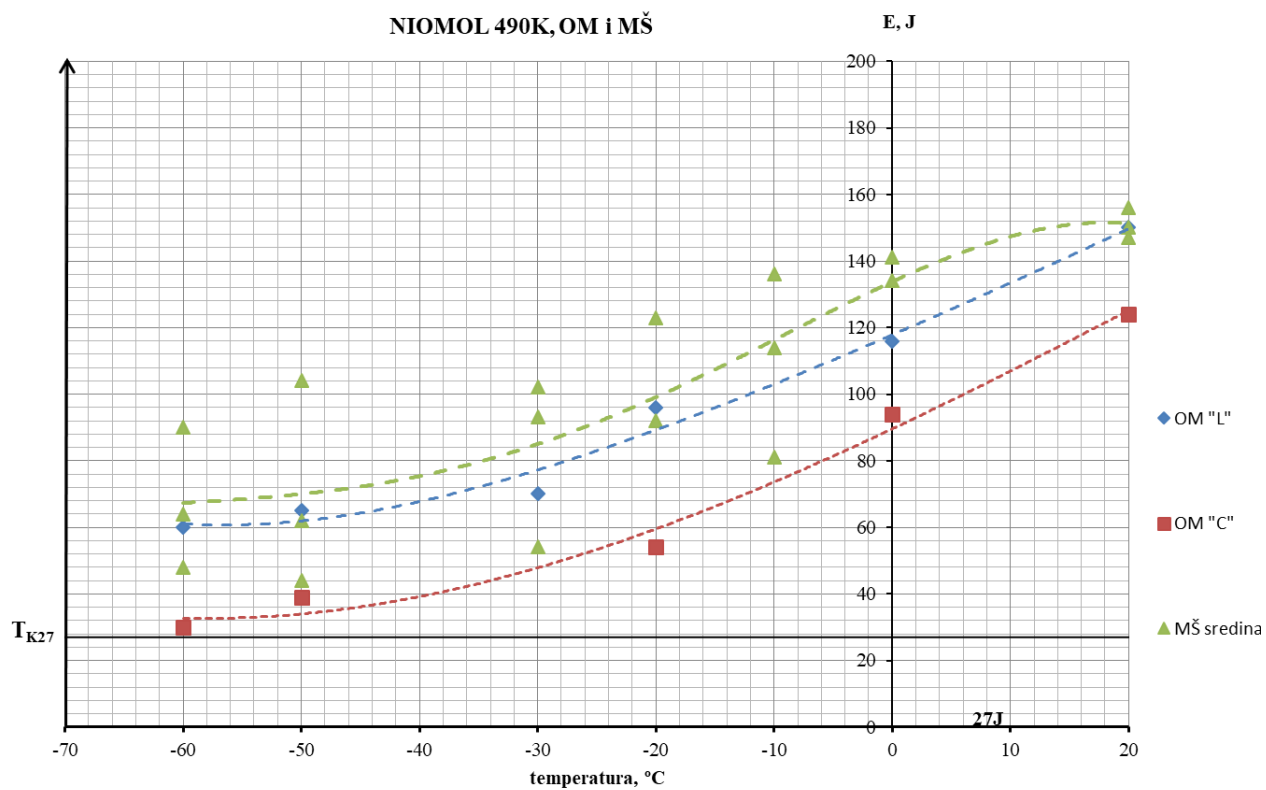
U tabeli 4.7 prikazane su vrednosti prelaznih temperatura krtog loma za tri različita položaja zareza u MŠ.

Tabela 4.7. NDT za gornji, srednji i donji deo metala šava čelika NIOMOL 490 K

Položaj	MŠ-G	MŠ-S	MŠ-D
NDT	ispod -60°C	ispod -60°C	ispod -60°C



Slika 4.21.: Prelazne temperature udarne žilavosti Charpy epruveta sa V-zarezom za gornji, srednji i donji deo metala šava



Slika 4.22: Prelazne temperature udarne žilavosti za MŠ i OM (nominalne vrednosti)

4.5. Mehanika loma

U ovom radu je urađeno ispitivanje MŠ na epruvetama izvađenim iz zavarenih ploča. Izvađeno je ukupno 29 pljosnatih epruveta iz MŠ dimenzija (21,844×22,022×160) mm, raspon oslonaca iznosi $s = 88,011$ mm. Od ukupnog broja epruveta, 3 komada su prethodno zamarane sa površinskim zarezom, 3 komada sa zarezom po debljini i 23 komada su ostavljene bez zareza. Ispitivano je na 3 temperature: +20 °C, -20 °C i -30 °C.

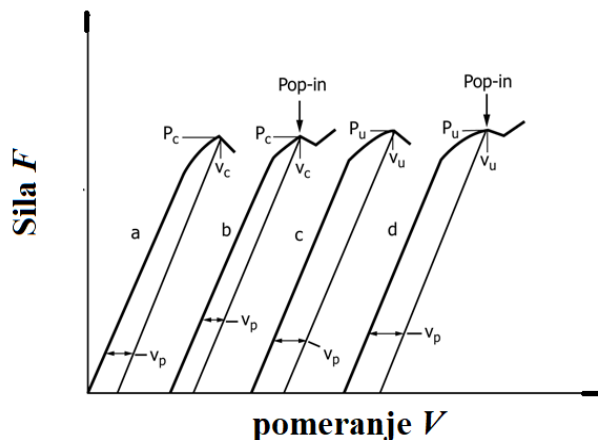
4.5.1. Određivanje J_{IC}

Na osnovu dobijenih rezultata merenja i F - LLD i F - $CMOD$ dijagrama prikazanih na sl. 4.22-4.25, možemo odrediti J_R -krivu otpornosti procenom rasta prsline u tački (i+1) na osnovu promene nagiba delimičnih rasterećenja koja se kontinuirano vrše tokom ispitivanja, prema jednačini: 4.1

$$\Delta a_{i+1} = \frac{C_{i+1} - C_i}{C_i} \cdot \frac{W - a_i}{2} \quad 4.1$$

gde je C elastična popustljivost uzorka koja se izračunava prema sl. 4.23 kao:

$$C_i = \frac{\Delta V_i}{\Delta F_i} \quad 4.2$$



Slika 4.23 Dijagram zavisnosti sile i pomeranja klipa

Vrednosti J -integrala se računaju prema sledećim izrazima, u skladu sa [4 1] kao:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad 4.3$$

$$J_{(i)} = \frac{(K_{(i)})^2 (1 - \nu^2)}{E} + J_{pl(i)} \quad 4.4$$

$$J_{pl(i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \left(\frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right) \right] X \left[1 - Y_{pl(i-1)} \left(\frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \right] \quad 4.5$$

Postupak krive otpornosti uključuje korišćenje tehnike elastične popustljivosti ili druge tehnike za dobijanje J -krive otpornosti ili CTOD-krive otpornosti ispitivanjem jednog uzorka (*single specimen testing*). Tehnika elastične popustljivosti je opisana ovde.

Izmerene vrednosti i parovi podataka F - i F - su preneti u zapis podataka. Koristeći računarski program, izračunali smo površinu ispod F -delta krive za svaku tačku rasterećenja, a takođe smo

dobili procenu dužine prsline na osnovu nagiba svakog rasterećenja (jednačine b i c), i konačno, prema jednačini f, vrednost *J-integrala* u pojedinačnim tačkama.

Iz tako dobijenih rezultata je moguće nacrtati krivu otpornosti koja pokazuje zavisnost *J-integrala* od samog priraštaja prsline.

Vrednosti CTOD-a određene su prema jednačini 4.6 i prikazane su u tabeli 4.8, na osnovu vrednosti *J-integrala* primenom relacije propisane standardom ASTM E1820, pri čemu je za proračun korišćen odgovarajući faktor *m*, jednačina 4.7, koji zavisi od geometrije epruvete i odnosa granice tečenja i zatezne čvrstoće materijala. [4.1]

$$\delta = \frac{J}{m\sigma_y} \quad 4.6$$

gde je $\sigma_y = R_{P0,2}$, dok se *m* računa prema standardu na sledeći način:

$$m = A_0 - A_1 * \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}}\right) + A_1 * \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}}\right)^2 - A_3 * \left(\frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{TS}}\right)^2 \quad 4.7$$

gde su:

$$A_0 = 3,18 - 0,22 * (a_0/W)$$

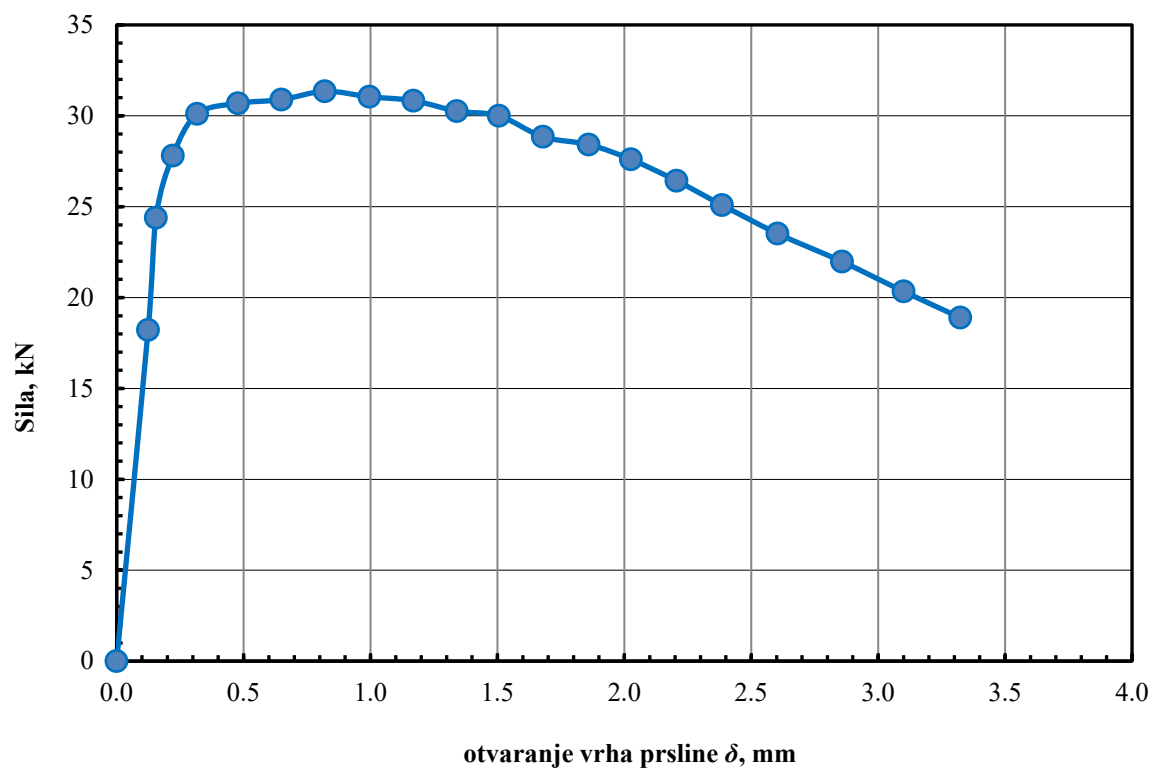
$$A_1 = 4,32 - 2,23 * (a_0/W)$$

$$A_2 = 4,44 - 2,29 * (a_0/W)$$

$$A_3 = 2,05 - 1,06 * (a_0/W)$$

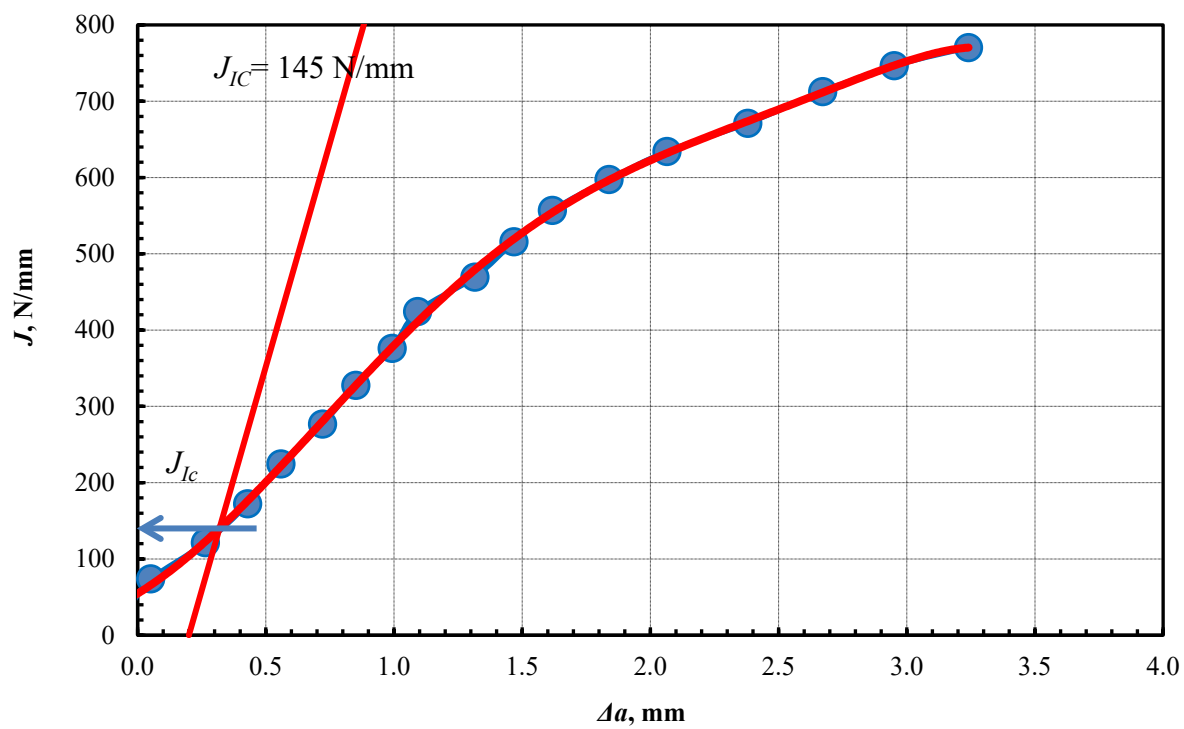
Na sl.4.22 — 4.24 prikazani su dijagrami (a) koji prikazuju zavisnost sile od otvaranje vrha prsline i dijagrami (b) koji prikazuju zavisnost *J — Δa*, za epruvete oznake 10, 7 i 5 koje su ispitane na temperaturama +20 °C, -20 °C i -30 °C, respektivno.

NIOMOL 490K, MŠ, Sobna temperatura, Epruveta 10



(a)

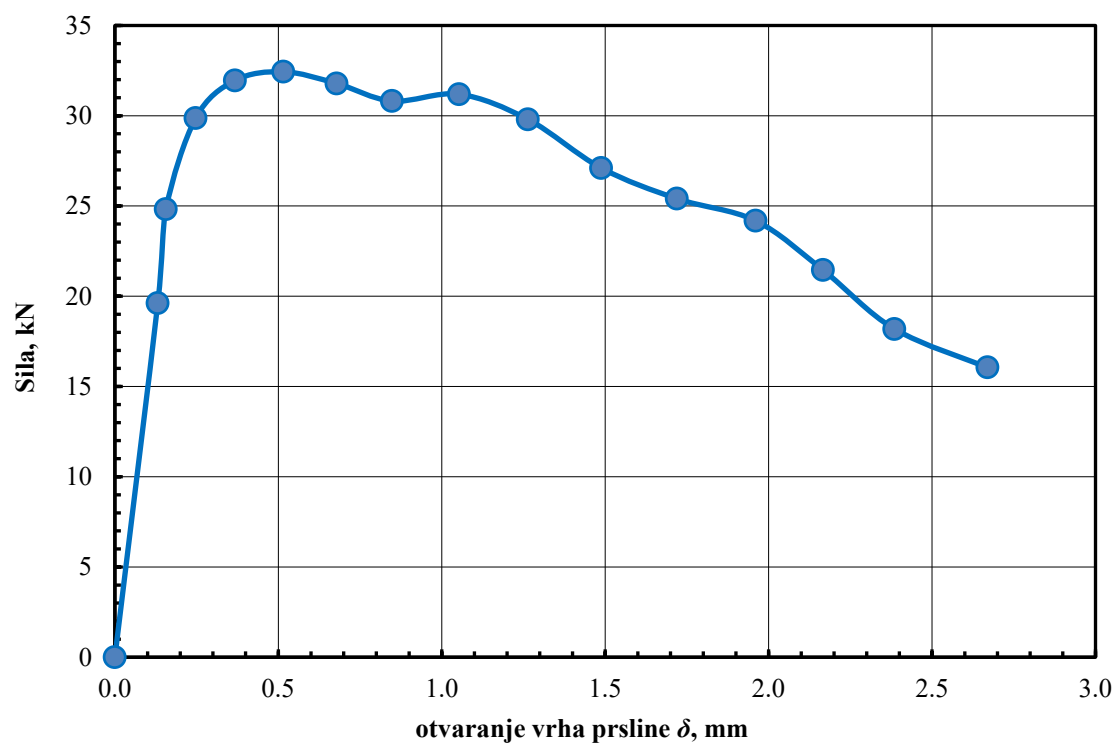
NIOMOL 490K, MŠ, Sobna temperatura, Epruveta 10



(b)

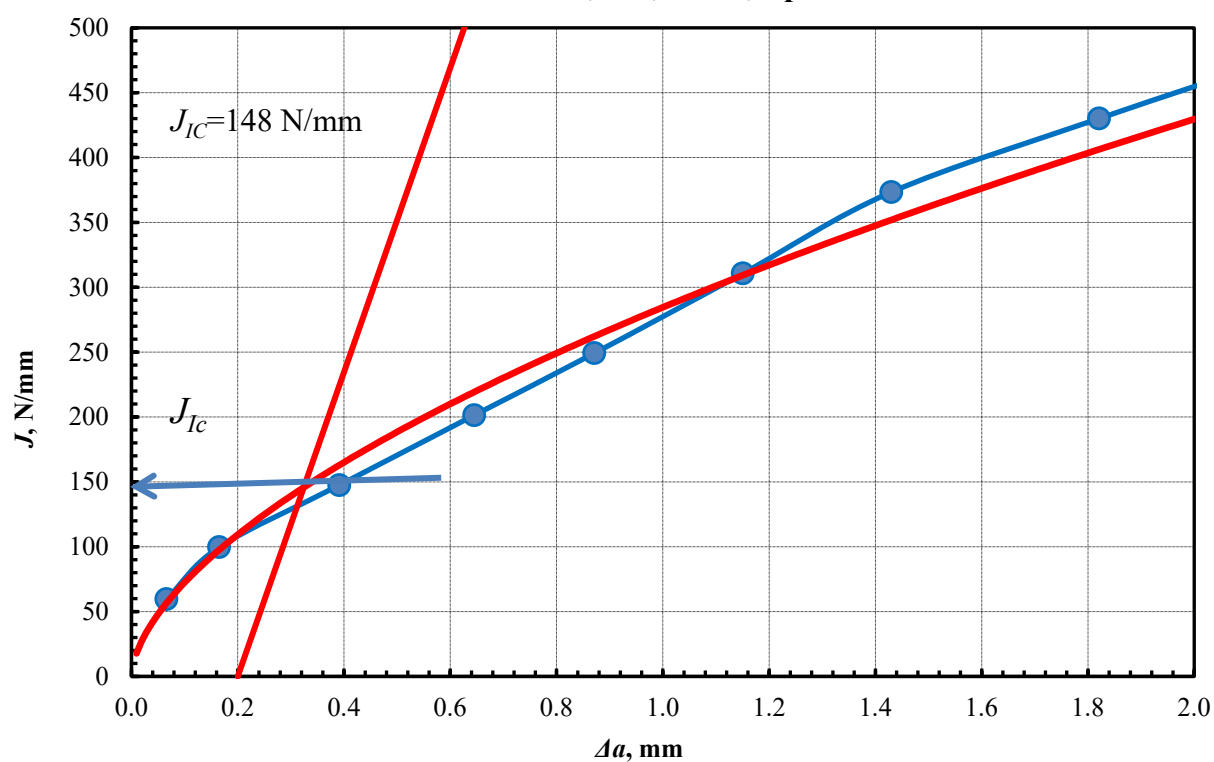
Slika 4.24: Dijagrami za epruvetu oznake 10 ispitanu na sobnoj temperaturi
(a) $F - \delta$ i (b) $J - \Delta a$

NIOMOL 490K, MŠ, -20°C, Epruveta 7



(a)

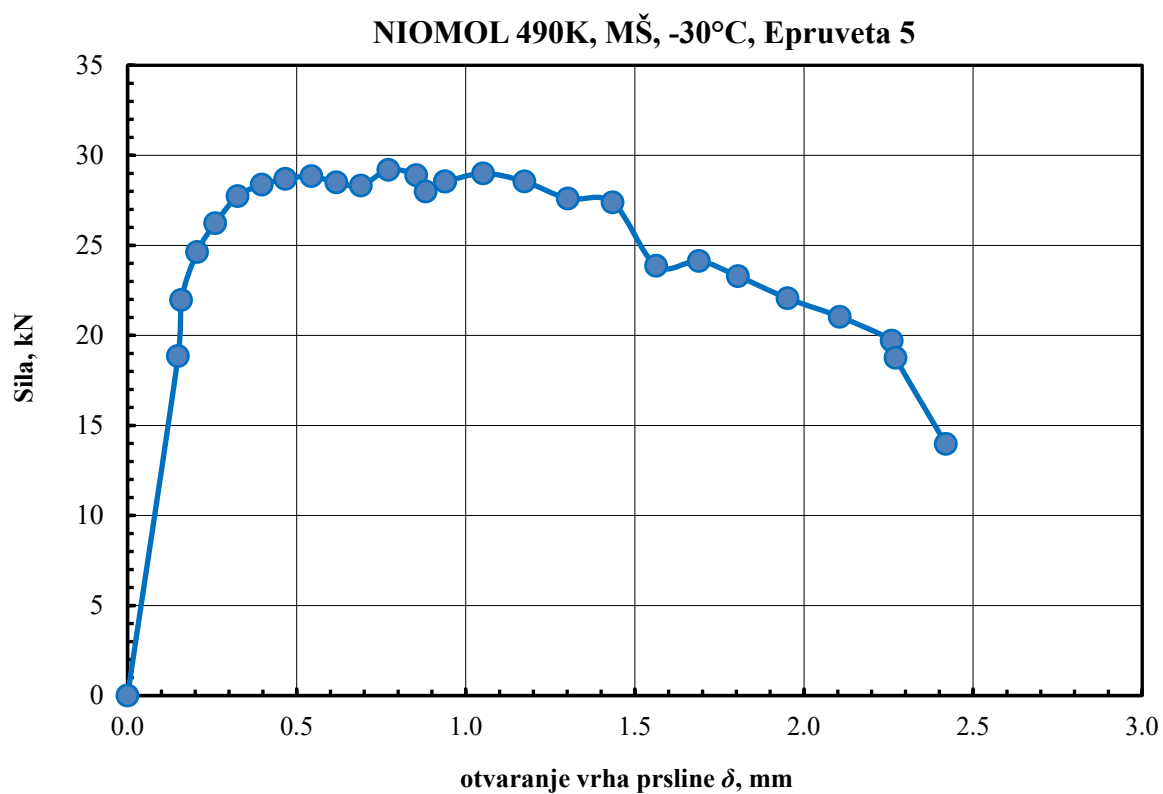
NIOMOL 490 K, MŠ, -20°C, Epruveta 7



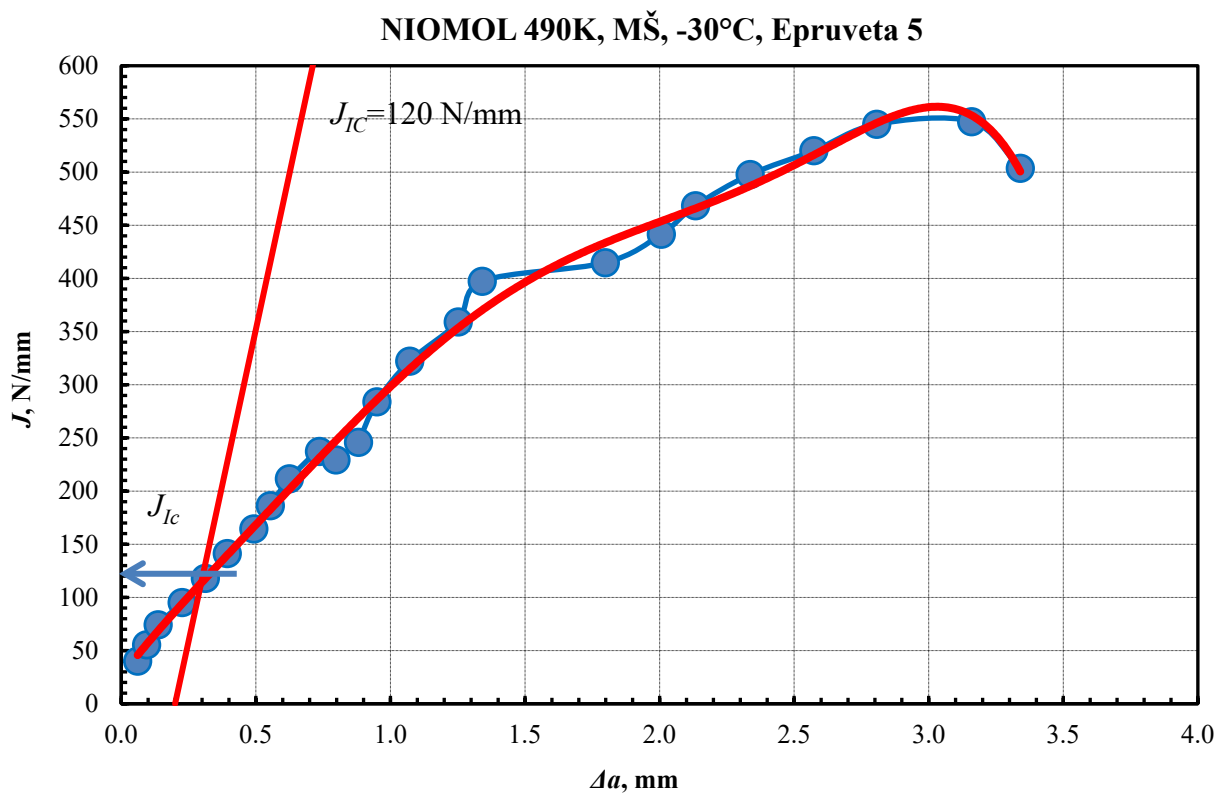
(b)

Slika 4.25.: Dijagrami za epruvetu oznake 7 ispitani na -20°C

(a) $F - \delta$ i (b) $J - \Delta a$



(a)



(b)

Slika 4.26.: Dijagrami za epruvetu oznake 5 ispitani na -30°C
(a) $F - \delta$ i (b) $J - \Delta a$

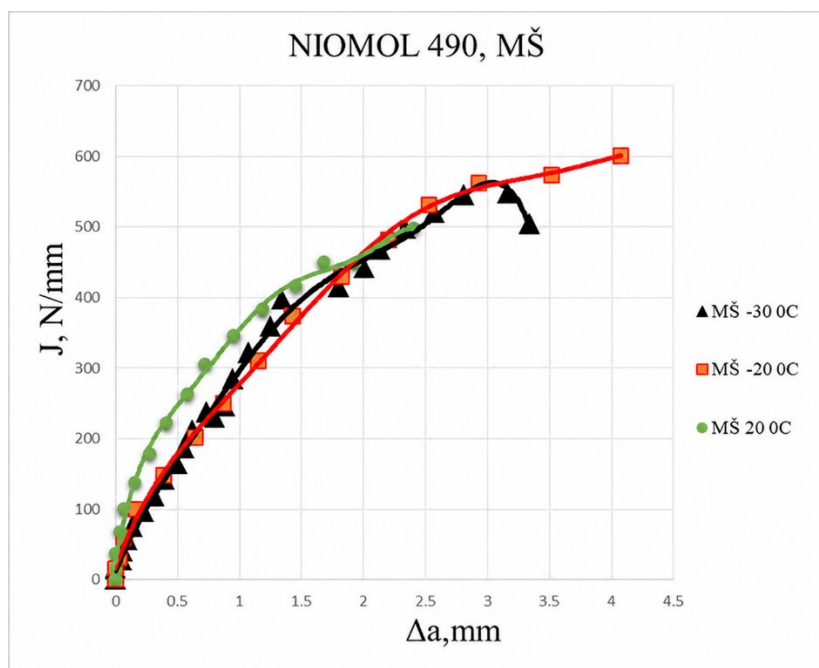
Na osnovu određene kritične vrednosti J -integrala, moguće je izračunati vrednost K_{IC} , primenom sledeće jednačine:

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{J_{IC} \cdot E}{1 - \nu^2}}$$

4.8

Na sl. 4.25 prikazane su krive otpornosti MŠ za tri temperature ispitivanja.

Izračunate vrednosti žilavosti loma pri ravnoj deformaciji, K_{IC} , i δ , kao i kritične vrednosti J -integrala za epruvete izvađene iz MŠ, date su u tabeli 4.8.



Slika 4.27 Krive otpornosti $J - \Delta a$ MŠ na tri temperature ispitivanja

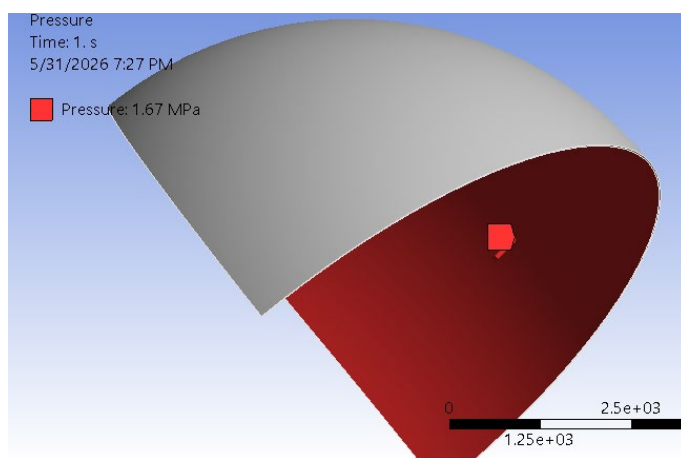
Tabela 4.8. Vrednosti J_{IC} , K_{IC} i δ za epruvete iz MŠ na tri temperature ispitivanja

Oznaka epruvete	$t, ^\circ\text{C}$	a, mm	$J_{IC}, \text{N/mm}$	$K_{IC}, \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	Faktor m, mm	δ, mm
Epruveta 10	+20	10,402	145	182,9	1,7315	0,143
Epruveta 7	-20	10,419	148	184,8	1,7320	0,146
Epruveta 5	-30	10,982	120	166,3	1,7502	0,117

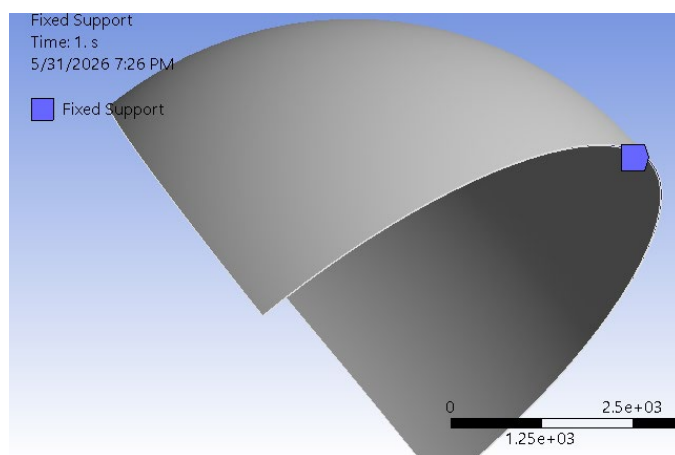
4.6. NUMERIČKE SIMULACIJE RASTA ZAMORNE PRSLINE

4.6.1. Postavka numeričkog modela – statičko opterećenje

Numeričke simulacije rasta zamorne prsline u sfernom rezervoaru su urađene u softverskom paketu ANSYS 2022 R2, primenom metode konačnih elemenata, u skladu sa ustaljenom i višestruko verifikovanom praksom. Početni model je napravljen kako bi se odredila kritična oblast u sfernom rezervoaru gde se očekuje pojava prsline usled maksimalnih vrednosti zateznih napona. U ovoj verziji modela, usvojena je četvrtina sfere kako bi se smanjila veličina modela i vreme proračuna. Geometrija modela je prikazan na sl. 4.28, zajedno sa usvojenim opterećenjem, koje je definisano kao unutrašnji pritisak od 1,67 MPa, što odgovara radnom pritisku predmetne posude. Granični uslovi su prikazani na sl. 4.29 i definisani su kao fiksni na površinama gde je sfera “isečena” za potrebe pojednostavljenog modela.



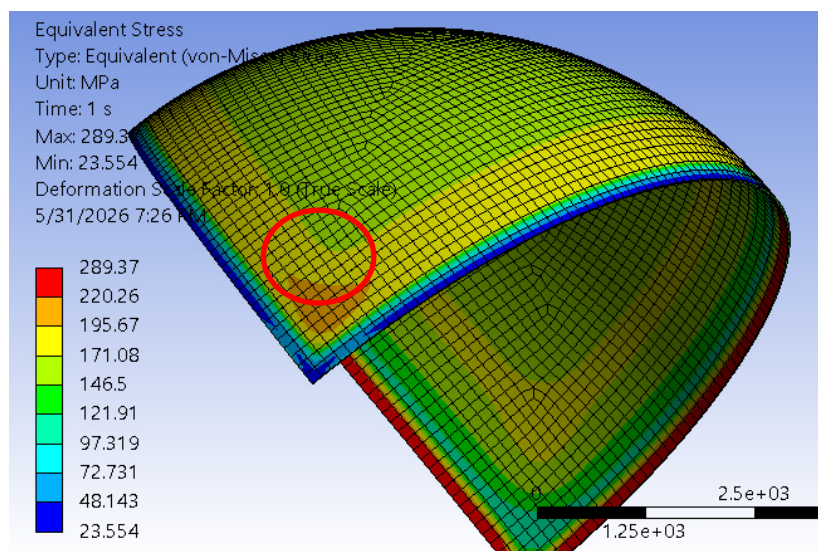
Slika 4.28. Geometrija statičkog modela sa unutrašnjim pritiskom kao opterećenjem



Slika 4.29. Granični uslovi u numeričkom modelu sfere za statički proračun (fiksni)

Cilj ovog modela je dakle bio da se na osnovu raspodele napona usled delovanja radnog pritiska od 1,67 MPa odredi mesto inicijacije prsline. sl. 4.30 pokazuje gde se nalaze najveći naponi unutar sfere, pri čemu treba imati u vidu da su maksimalne vrednosti (označene crvenom bojom) u ovom slučaju zanemarene zato što se nalaze u osloncima, i kao takve ne odgovaraju realnom stanju. Merodavna oblast za inicijaciju prsline je obeležena na slici. Potrebno je napomenuti da su u ovom slučaju kao ulazni parametri za model korišćene zatezne mehaničke osobine osnovnog materijala, i

da nije bilo potrebe da se pravi statički proračun sa karakteristikama metala šava, pošto je u ovom slučaju bitna bila samo koncentracija napona, a ne i njihova vrednost. S obzirom na geometriju i opterećenje, kritična lokacija u modelu će uvek biti na istom mestu, bez obzira na samu vrednost napona/granicu tečenja/zateznu čvrstoću.



Slika 4.30. Raspodela napona u modelu sa statičkim opterećenjem.

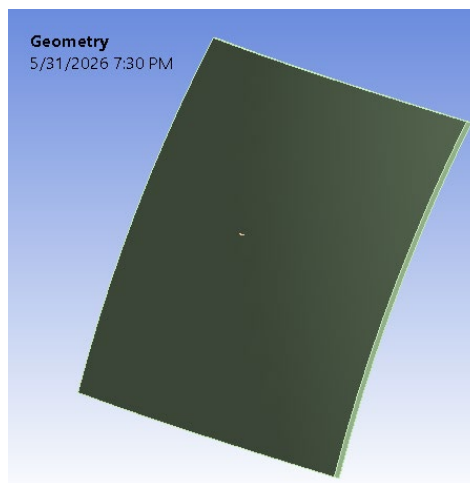
4.6.2. Postavka numeričkog modela – rast zamorne prsline

Nakon određivanja mesta inicijacije zamorne prsline, sledeći korak se sastojao u pripremi modela za numeričku simulaciju rasta prsline. U ovom slučaju, bilo je neophodno usvojiti dodatne aproksimacije, kako bi se izbegao previše složen i proračunski zahtevan model. U tu svrhu je iz geometrije statičkog modela sfere izdvojen manji segment, kako bi se smanjio broj konačnih elemenata koji će biti generisani, s obzirom da modeli za zamor imaju drugačije zahteve u pogledu gustine mreže i vrste konačnih elemenata. Geometrija ovog segmenta se može videti na sl. 4.31. Sama prslina je definisana kao eliptična, sa prečnicima od 28 mm i 13,8 mm, pri čemu prva dimenzija odgovara širini, a druga dimenzija dubini prsline.

Kod definisanja modela za simulaciju rasta prsline u sfernom rezervoaru je takođe bilo neophodno definisati dve različite kombinacije ulaznih parametara, odnosno dva modela od kojih bi jedan imao karakteristike koje odgovaraju osnovnom metalu sfere, a drugi bi odgovarao metalu šava. Kod ulaznih parametrima u slučaju simulacije rasta zamorne prsline se pordazumevaju uobičajene karakteristike, kao što su granica tečenja, zatezna čvrstoća i modul elastičnosti, uz koeficijente Parisovog zakona, C i m , koji se takođe razlikuju za ova dva materijala, odnosno dve zone zavarenog spoja. Usled ograničenja korišćenog softvera, odnosno nemogućnosti simuliranja rasta prsline u modelu koji bi imao dva različita materijala, u oba slučaja je segment sfere prikazan kao da je samo od osnovnog materijala (prvi model), odnosno samo od metala šava (drugi model). Ulazni parametri za oba modela su dati u tabeli 4.11.

Tabela 4.11 Ulazni parametri za numeričku simulaciju rasta zamorne prsline za oba modela

Materijal	Modul elastičnosti [GPa]	Granica tečenja [MPa]	Zatezna čvrstoća [MPa]	Koeficijent C	Koeficijent m
Osnovni metal	210	528	607	$9,1 \times 10^{-14}$	4,31
Metal šava	210	555	618	$4,12 \times 10^{-12}$	3,1

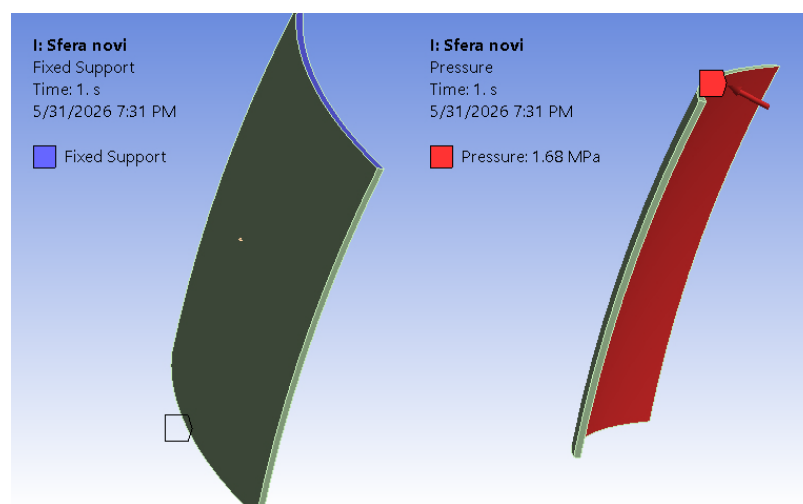


Slika 4.31. Geometrija dela sfernog rezervoara u blizini prsline

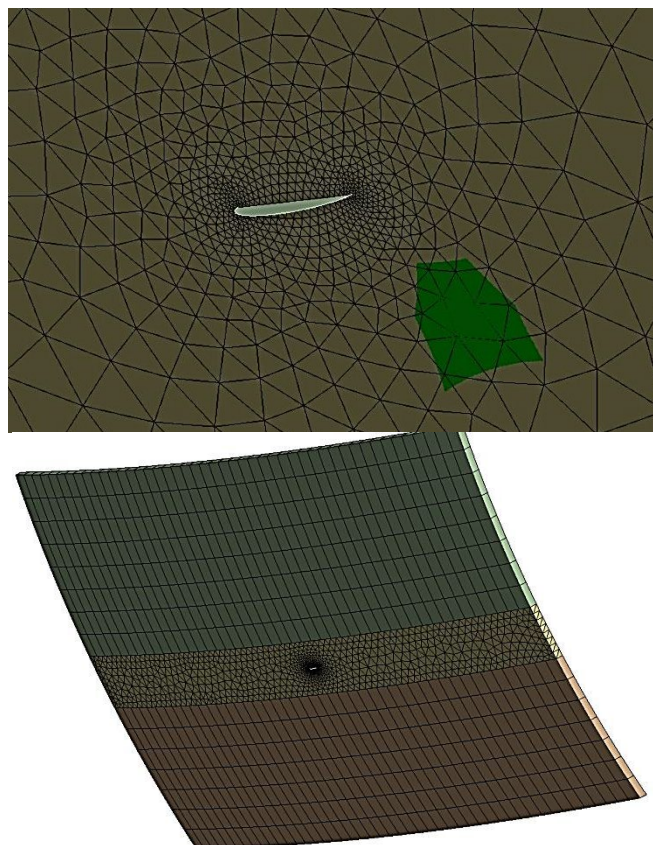
Nakon definisanja ulaznih parametara i geometrije modela, sledeći korak je bio definisanje graničnih uslova i opterećenja. Opterećenje je definisano na isti način kao i kod statičkog modela, dok su granični uslovi definisani na gornjoj i donjoj ivici modela, ponovo kao fiksni.

Opterećenje i granični uslovi su prikazani na sl. 4.32. Iste postavke su korišćene za oba modela (osnovni materijal i metal šava). Što se mreže konačnih elemenata tiče, ona je prikazana na sl. 4.33, kako za ceo model, tako i detaljno za zonu oko vrhova prsline. U ovom slučaju, generisanje mreže

konačnih elemenata je bilo nešto složenije u odnosu na statički model, kao što je prethodno i naglašeno. Budući da se za simulaciju rasta prsline koristila opcija SMART crack (Separation Morphing and Adaptive Remeshing Technology), bilo je neophodno definisati mrežu TET elemenata, u skladu sa zahtevima ANSYS softvera. Kako ova metoda simulacije rasta prsline automatski usitnjava mrežu u okolini iste, i nastavlja da generiše novu mrežu sa svakim korakom opterećenja, bilo je neophodno definisati početnu veličinu konačnih elemenata koja bi sa jedne strane morala da bude relativno velika, kako bi se izbegla fina mreža konačnih elemenata u celom modelu umesto samo u oblasti od interesa (okolina prsline), a koja bi sa druge strane ipak bila dovoljna da se mreža pravilno generiše (preveliki elementi bi napravili problem jer ne bi bili dovoljno „smanjeni“ u okolini prsline. Na kraju se početna veličina konačnih elemenata od 90 mm pokazala najboljom, ne samo u smislu funkcionalnosti modela, već i u pogledu konvergencije rezultata. Ovo je veoma bitan korak pri izboru mreže konačnih elemenata, jer je neophodno obezbediti dovoljnu preciznost dobijenih rezultata. Na detalju prikazanom na sl. 4.33 može da se jasno vidi prelazak na sitniju, finiju mrežu konačnih elemenata. Takođe se može videti da je model podeljen na tri dela, pri čemu srednji deo sa TET elementima predstavlja domen rasta prsline. Smanjenje ovog domena značajno smanjuje potreban broj konačnih elemenata i vreme proračuna.



Slika 4.32. Granični uslovi i opterećenje u modelu rasta zamorne prsline



Slika 4.33. Mreža konačnih elemenata sa detaljem oko prsline

Pri definisanju zamornog ponašanja preko opcije SMART crack je takođe bitno odabrati mehanizam rasta prsline, odnosno da li je statička ili zamorna. U slučaju zamorne prsline, kriterijum loma se određuje na osnovu prethodno definisanih ulaznih parametara (Parisovih koeficijenata i mehaničkih osobina), i kao izlaz se dobijaju faktori intenziteta napona ili vrednosti J -integrala, kao i broj ciklusa i rast prsline. Ovde treba napomenuti da vrednost rasta prsline tokom simulacije ne uzima u obzir početnu dužinu, što znači da bi u slučaju prsline dubine 13,8 mm rast od na primer 5 mm značio da je ukupna dužina (dubina) zapravo 18,8 mm. Na sl. 4.34 je prikazan meni za definisanje SMART crack opcije.

Pored ovoga, kod simulacija rasta zamorne prsline je neophodno definisati i broj koraka opterećenja, kao i odnos amplitudnih napona R , koji je u ovom slučaju usvojen kao 0, kako bi odgovarao realnim uslovima opterećenja u sfernom rezervoaru. Rast prsline se može ograničiti po koraku opterećenja, mada u ovom slučaju za tim nije bilo potrebe. Od broja koraka opterećenja zavisi koliko će ukupno rasti prsline tokom simulacije, pri čemu veći broj koraka znači veći rast prsline. U ovom slučaju je definisano 60 koraka, mada su simulacije pokazale da je potreban značajno manji broj da bi se dobili odgovarajući rezultati. U okviru definisanja broja koraka u analizi zamora je takođe moguće definisati broj potkoraka u svakom koraku, što je korisna opcija za detaljnije praćenje kako se ponaša model tokom same simulacije, odnosno kako se deformiše i kako raste prslina. Ovde je takođe definisan faktor intenziteta kao traženi rezultat, što se može videti na sl. 4.32

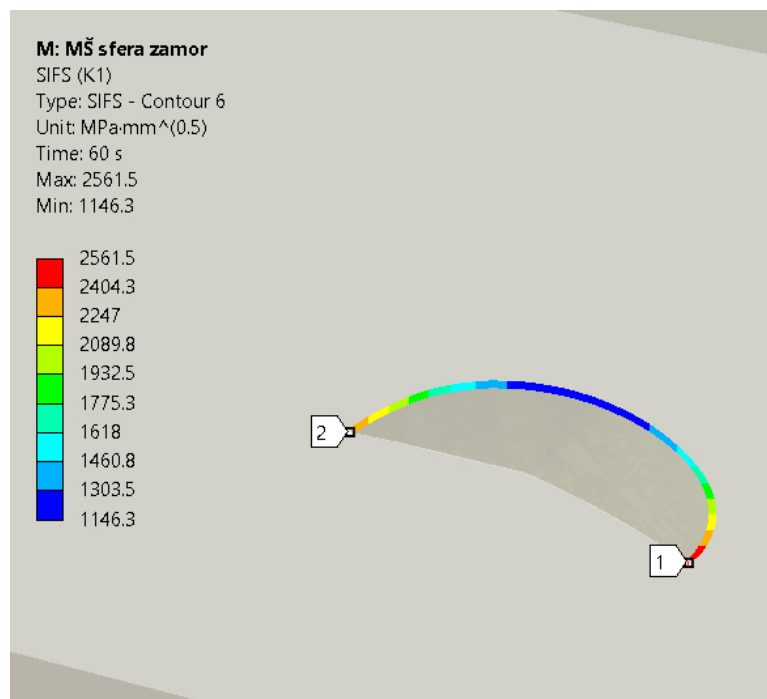
Analysis	Crack Growth
Method	SMART
Suppressed	No
Options for Crack Growth	
Initial Crack	Arbitrary Crack
Crack Growth Option	Fatigue
Failure Criteria Option	Material Data Table
Material	NIOMOL
Crack Growth Law	Paris Law
Crack Growth Methodology	Life Cycle Prediction
Min Increment of Crack Extension	Program Controlled
Max Increment of Crack Extension	Program Controlled

Details of "Analysis Settings"	
Step Controls	
Number Of Steps	60.
Current Step Number	1.
Step End Time	1. s
Auto Time Stepping	On
Define By	Substeps
Initial Substeps	5.
Minimum Substeps	5.
Maximum Substeps	10.
Solver Controls	
Solver Type	Program Controlled
Weak Springs	Off
Solver Pivot Checking	Program Controlled
Large Deflection	Off
Inertia Relief	Off
Quasi-Static Solution	Off
Rotordynamics Controls	
Restart Controls	
Fracture Controls	
Fracture	On
SIFS	Yes
J-Integral	No
Material Force	No

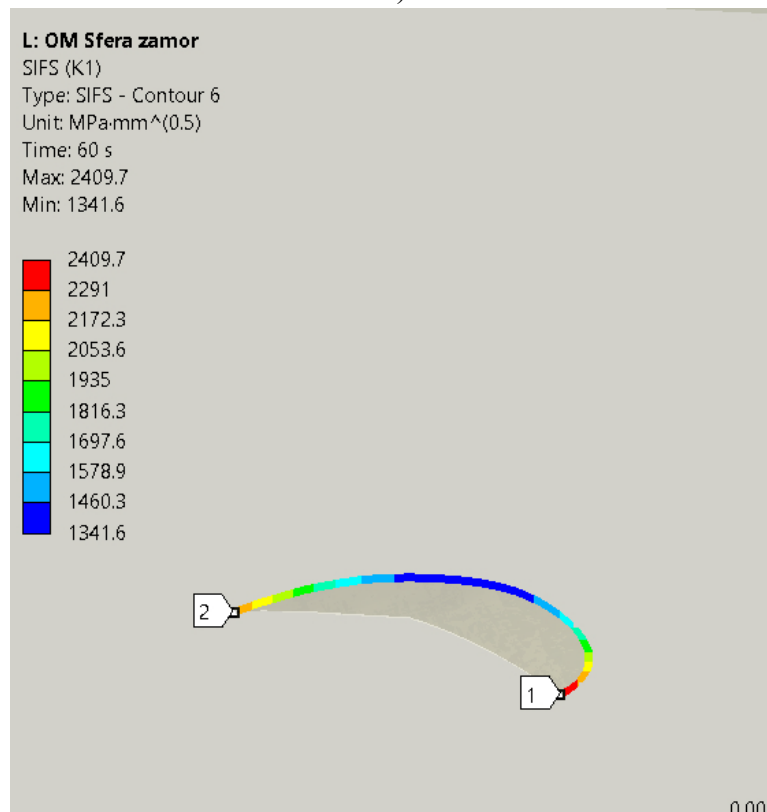
Slika 4.34 Definisanje SMART crack opcije u ANSYS-u

4.6.3. Rezultati simulacija rasta zamorne prsline za oba modela

U ovom delu poglavlja o numeričkim simulacijama rasta zamorne prsline u sfernom rezervoaru će biti prikazani rezultate obe simulacije, urađena na prethodno opisanim modelima, sa fokusom na faktore intenziteta napona, ukupnu dužinu prsline i broj zamornih ciklusa. Na sl. 4.35 i 4.36 se može videti raspodela faktora intenziteta napona duž same prsline u modelu, kako i raspodela napona u okolini prsline, za oba modela. Može se primetiti da su rezultati veoma slični u oba slučaja, što je posledica ulaznih podataka – metal šava je imao nešto bolje mehaničke osobine, ali je osnovni materijal imao povoljniju kombinaciju Parisovih koeficijenata, sa stanovišta otpornosti na rast prsline.

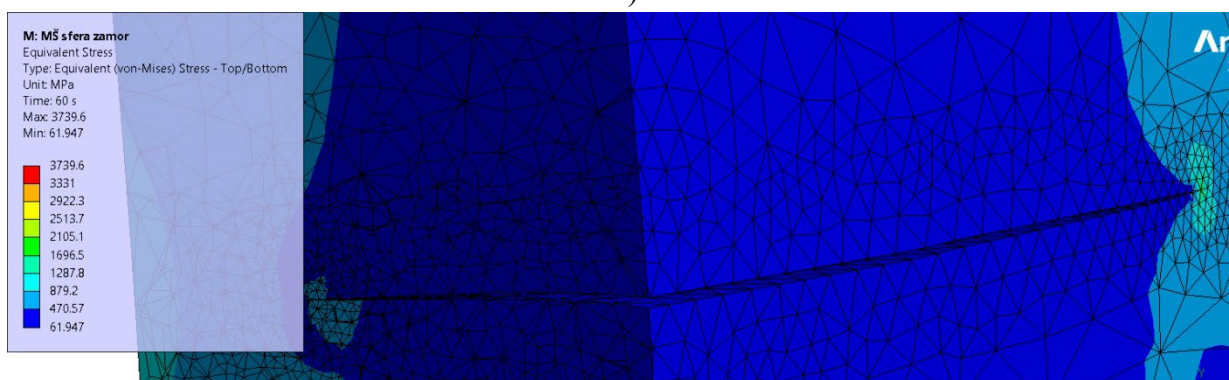
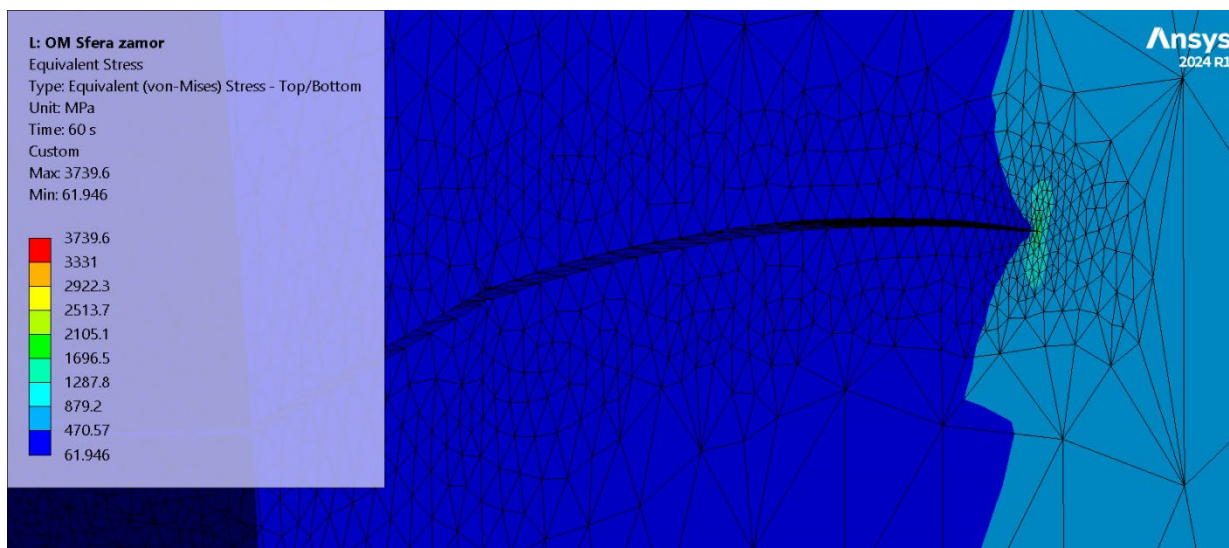


a)



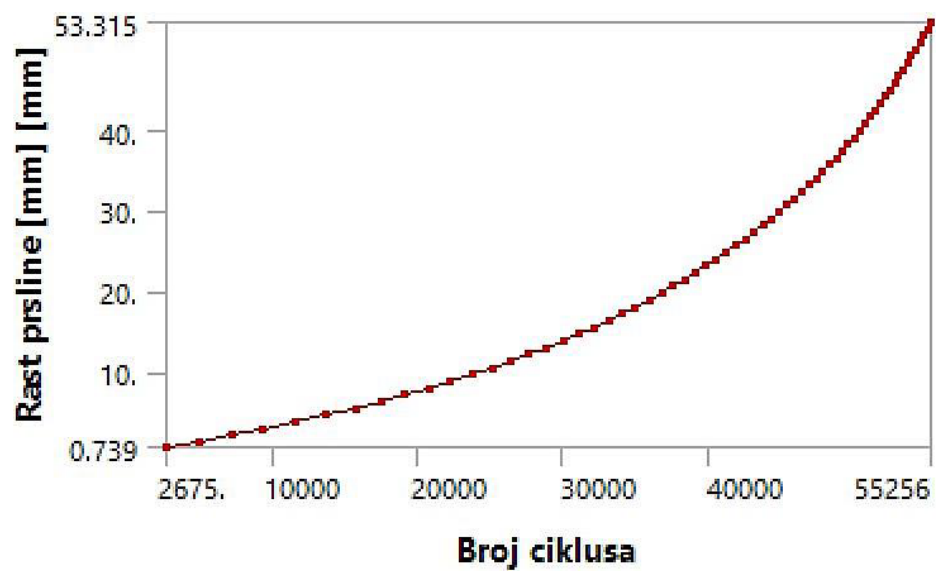
b)

Slika 4.35. Raspodela faktora intenziteta napona duž prsline: a) model sa osnovnim materijalom; b) model sa metalom šava

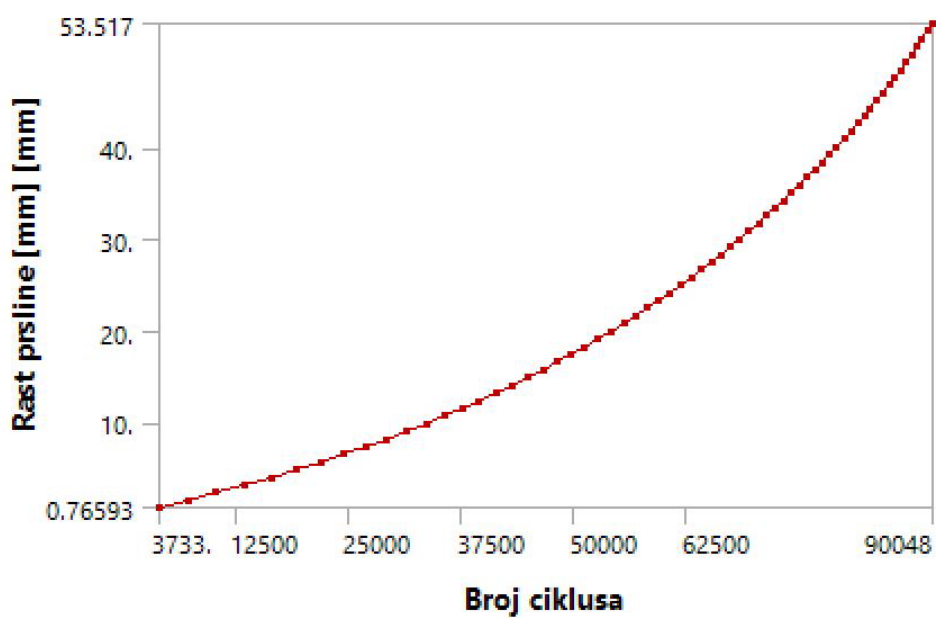


Slika 4.36. Raspodela napona duž prsline: a) model sa osnovnim materijalom; b) model sa metalom šava

Slike 4.37 i 4.38 prikazuju zavisnost dužine (odnosno rasta) zamorne prsline od broja zamornih ciklusa, odnosno ovi rezultati su dati u formi a-N dijagrama. i u ovom slučaju se može videti velika sličnost između dva modela, kako u pogledu dostignute dužine prsline, tako i u pogledu broja ciklusa, pri čemu je model metala šava u ovoj fazi izdržao nešto veći broj ciklusa, uz blago veći rast prsline. U oba slučaja, proračun je stao na kraju 60-tog, odnosno poslednjeg koraka. S obzirom da su modeli u toj fazi već uveliko ušli u nestabilni rast prsline, nije bilo potrebe za daljim povećanjem broja koraka.



Slika 4.37. a-N dijagram za model sa osnovnim materijalom



Slika 4.38. a-N dijagram za model metala šava

5. ANALIZA REZULTATA SA DISKUSIJOM

5.1 Analiza mikrostrukture

Fotografija makro i mikrostrukture izbruska snimljena na optičkom mikroskopu prikazana je na sl. 4. 1. Na sl. 4. 2 (a) prikazan je ceo zavareni V-spoj epruvete debljine ≈ 30 mm, na kome se uočava udaljeni deo OM, tzv. nepromenjeni OM, koji nije pretrpeo mikrostrukturne promene pod uticajem unete toplote tokom postupka zavarivanja, zatim oblast ZUT i MŠ. Na sl. 4. 2 (b) prikazan je detalj koji obuhvata oblast ZUT i delom MŠ.

Osnovne karakteristike mikrostrukture materijala prikazanog na sl. 4.1 u najkraćem se mogu opisati na sledeći način: materijal je u poboljšanom stanju sa mikrostrukturom koja se sastoji od $\sim 40\%$ ferita sa primarnim karbidima i 60% međufazne strukture sa osnovom beinita.

ZUT sl. 4. 2 (b) se uglavnom sastoji iz dva dela vidljiva čak i golim okom, što je posebno izraženo u ravnijim delovima zavara. Deo ZUT uz OM karakterističan je jer je tu došlo do normalizacije jer je taj deo bio izložen temperaturama većim od A_{c3} temperature ($T > A_{c3}$). U toj oblasti je došlo do rekristalizacije zrna u vidu normalizacije sa znatno manjim zrnom (veličine 12 prema ASTM standardu [5.1]) nego u nepromenjenom OM gde iznosi 9. Mikrostruktura normalizovane zone je feritno-perlitna.

U drugom delu ZUT, kod mesta penetracije gde su temperature bile mnogo veće, bliske ili delimično jednake tački topljenja čelika, došlo je do velikog rasta zrna u odnosu na prvi deo ZUT, što je praćeno sa određenim porastom tvrdoće $\sim 10\%$, a time i porastom čvrstoće. To je oblast ZUT u kojoj je došlo do povećanja krтости smanjivanjem karakteristika žilavosti i plastičnosti. Do porasta zrna je došlo na samom mestu penetracije pa je teško odrediti udeo MŠ ili OM u toj oblasti ZUT. Širina te oblasti ZUT varira od 0,2 do 1 mm, ali prosečno se kreće oko 0,4 mm. Na optičkom mikroskopu nije bilo moguće precizno utvrditi da li je veliko kristalno zrno samo iz OM ili je nastalo mešanjem osnovnog i dodatnog metala.

U vrhu MŠ uočava se livena mikrostruktura krupne kristalizacije sa velikim kristalnim zrnom. Kada bi se takav ZS hteo popraviti, morao bi termički da se obradi. Zbog visoke temperature, kristali su izduženi — longitudinalni. U sredini MŠ došlo je do usitnjavanja kristalnih zrna, tj. zrno je rekristalizovano, ali je zato u ZUT kristalno zrno poraslo. Odnos veličine zrna na vrhu i u sredini MŠ je 1:5. U korenu MŠ ponovo se uočava mali rast zrna, ali je zrno upola manje nego u ZUT.

5.2. Analiza tehnologije zavarivanja

Čelici imaju kritičnu temperaturnu oblast između 800 i 500°C ($t_{8/5}$). Pri dužem zadržavanju u toj temperaturnoj oblasti dolazi do izdvajanja Cr karbida po granicama zrna, okolina ostaje siromašna sa hromom, što narušava korozionu otpornost. Što je sadržaj C veći, veća je i osetljivost prema izlučenju karbida Cr, i manja je koroziona otpornost čelika. Mo usporava izdvajanje karbida i pomera “nos” krive udesno.

Za velike debljine ili visoke zahteve u pogledu korozione otpornosti posle zavarivanja, koriste se čelici sa niskim sadržajem C. Legiranjem Ti i Nb, C se vezuje u stabilne karbide TiC i NbC, tako da se u temperaturnoj oblasti hlađenja od 800°C do 500°C ($t_{8/5}$), čelik može duže držati bez bojazni da će se karbidi izdvojiti po granicama zrna. OM i DM se pri konstruisanju biraju tako što se strogo propisuje dozvoljeno smanjenje korozione otpornosti u ZUT!

Još jedna od mera koju treba preduzeti da bi se poboljšala koroziona otpornost ZS jeste unos što manje količine toplote pri zavarivanju jer se tako utiče na smanjenje izdvajanja karbida i stvaranja σ -faze. Najbolja koroziona otpornost ZS postiže se u slučajevima kada je sastav MŠ približno isti kao sastav OM!

U slučajevima kada su sastavi OM i MŠ različiti, čist ZS bez ferita je relativno osetljiv na pojavu prslina. Zato ZS mora da sadrži od 2 do 10% α faze, pa se shodno tome i bira sastav DM. Odabrani

postupak elektrolučnog zavarivanja pod praškom (EPP), razvija veliku količinu toplote i zahteva od 5 do 10 % α faze.

5.3. Analiza rezultata ispitivanja zatezanjem

Epruvete izvađene iz OM izvađene u pravcu valjanja „L” i poprečno na pravac valjanja „C” i iz MŠ zavarenog spoja čelika NIOMOL 490K, ispitane su zatezanjem da bi se dobile osnovne zatezne osobine materijala.

Dobijeni rezultati za OM su u dovoljnoj meri saglasni sa nazivnim vrednostima proizvođača. Prosečna vrednost zatezne čvrstoće ispitivane šarže čelika NIOMOL 490K na sobnoj temperaturi iznosi $R_m = 619$ MPa što odgovara specifikaciji materijala ($R_m = 540 - 690$ MPa), dok je prosečna vrednost napona tečenja $R_{po,2} = 530$ MPa i prevazilazi nominalnu vrednost koju garantuje proizvođač ($R_{po,2} = 460$ MPa za $\neq 28$ mm). Izduženje pri lomu iznosi 26,47%.

Prosečna vrednost zatezne čvrstoće čelika NIOMOL 490K na -40 °C iznosi $R_m = 655$ MPa, dok je prosečna vrednost napona tečenja $R_{po,2} = 560$ MPa. Na temperaturi ispitivanja od -50 °C iznosi $R_m = 653$ MPa, dok je prosečna vrednost napona tečenja $R_{po,2} = 519$ MPa., a na temperaturi ispitivanja od -60 °C iznosi $R_m = 660$ MPa, dok je prosečna vrednost napona tečenja $R_{po,2} = 544$ MPa. Uočavamo da je razlika u vrednosti zatezne čvrstoće na temperaturama ispitivanja od -40 °C i -50 °C zanemarljiva (manja od 1 %), tako da vrednost zatezne čvrstoće koja je na -40 °C neznatno veća od vrednosti na nižoj temperaturi od -50 °C, ne pravi razliku već može da se kaže da su na te dve temperature vrednosti zatezne čvrstoće iste. Na temperaturi ispitivanja -60 °C, i zatezna čvrstoća i napon tečenja imaju maksimalne vrednosti koje su i dalje niže od nominalnih vrednosti koje garantuje proizvođač.

Poređenjem vrednosti zateznih osobina R_m i $R_{po,2}$ ispitivanog materijal NIOMOL 490K dobijenih zatezanjem epruveta vađenih u pravcu valjanja „L” i poprečnom na pravac valjanja „C”, uočava se sledeće: pri ispitivanju na sobnoj temperaturi i na -40 °C, vrednost zatezne čvrstoće je veća kod epruveta vađenih u pravcu valjanja od onih u poprečnom pravcu tj. $(R_m)_L > (R_m)_C$; pri ispitivanju na temperaturama od -50 °C i -60 °C, veće vrednosti zatezne čvrstoće dobijaju se za epruvete vađene u poprečnom pravcu, $(R_m)_C > (R_m)_L$. Prosečna vrednost zatezne čvrstoće na -60 °C iznosi 660 MPa, što je saglasno sa nazivnim vrednostima proizvođača.

Vrednost napona tečenja $R_{po,2}$ za epruvete ispitane na sobnoj temperaturi je veća za $\sim 5\%$ u „L” pravcu; obrnut je slučaj na temperaturi od -40 °C, dok je na -50 °C i -60 °C $(R_{po,2})_L > (R_{po,2})_C$.

Kod epruveta iz MŠ, prosečna vrednost zatezne čvrstoće na sobnoj temperaturi iznosi $R_m = 629$ MPa, dok je prosečna vrednost napona tečenja $R_{po,2} = 558$ MPa, dok je izduženje pri lomu 25,5%. Na temperaturi ispitivanja od -40 °C prosečne vrednosti su $R_m = 628$ MPa i $R_{po,2} = 542$ MPa, zatim na temperaturi ispitivanja od -50 °C prosečne vrednosti su $R_m = 625$ MPa i $R_{po,2} = 550$ MPa i na temperaturi ispitivanja od -60 °C prosečne vrednosti su $R_m = 689$ MPa i $R_{po,2} = 596$ MPa.

Dobijene vrednosti mogu se smatrati zadovoljavajućim prema internim standardima proizvođača, gde se za napon tečenja predviđa $R_{po,2} = 542 - 596$ MPa, a za zateznu čvrstoću $R_m = 625 - 690$ MPa.

5.4. Analiza rezultata ispitivanja tvrdoće

Prosečne vrednosti izmerene tvrdoće konstituenata zavarenog spoja kreću se oko 188 do 220 HV10 za područje OM; 197 do 238 u ZUT i od 208 do 250 HV10 u MŠ. Dalje, vrednosti izmerene tvrdoće izmerene na licu zvara u delu MŠ (max ~ 280 HV10) su veće od izmerenih vrednosti u korenu zvara (max ~ 240 HV10). Objašnjenje za ovakav rezultat je da dolazi do samootpuštanja korenog dela zavarenog spoja usled zavarivanja naknadnih prolaza popune.

Kako je tvrdoća MŠ veća od tvrdoće OM, može se zaključiti da se radi o overmatching-u, gde je čvrstoća MŠ veća je od čvrstoće OM. MŠ ima najveću vrednost tvrdoće, usled prisustva feritno-beinitne strukture, što odgovara izabranom dodatnom materijalu 2NiMo₂. Legirajući elementi Ni i Mo stvaraju povoljne uslove za formiranje ferita u MŠ. Prisustvo ovih elemenata sprečava formiranje beinita u MŠ, zadržavajući primarni ferit. Tvrdoća izmerena u ZUT-u je nešto manja dok tvrdoća izmerena u OM je najmanja. Naglasićemo da su razlike u vrednostima tvrdoće između OM, MŠ i ZUT, male. Takođe je važno naglasiti da vrednosti tvrdoće u MŠ i ZUT ne ukazuju na štetnu mikrostrukturu, kao što su martenzit ili gornji beinit, koja bi značajno smanjila žilavost, čak i na sobnoj temperaturi.

Na ovakve rezultate značajan uticaj ima količina toplote koja se unosi prilikom izvođenja svakog narednog prolaza popune žleba, jer se na taj način vrši normalizacija prethodno izvedenih prolaza, što rezultira relativno ujednačenom mikrostrukturom i tvrdoćom.

5.5. Analiza udarnih ispitivanja

Za poređenje ponašanja EPP zavarenog spoja čelika NM 490K sa osobinama OM, koristićemo nominalne vrednosti minimalne žilavosti loma čelika NM 490K za nestareno stanje, utvrđene za temperature ispitivanja od +20 °C, 0 °C, -20 °C, -40 °C, -50 °C i -60 °C, a prema internim standardima proizvođača Železare Acroni Jesenice (tabeli 4.2.). Rezultati Šarpi udarnog ispitivanja OM, MŠ i ZUT prikazani su u tabeli 4.3. Primećuje se da nema značajnog pada žilavosti u intervalu temperatura od (+20 do 0) °C. Prvi nagli pad je do -10 °C na 130 J, zatim je pad nešto umereniji na 114 J pri temperaturi od -20 °C, a najveći pad žilavosti je u intervalu do -30 °C, gde je vrednost 85 J. Konačno na -60 °C ukupna energija udara iznosi 65 J.

Poređenjem ispitivane šarže NIONIKRAL 490K čija je $E_{uk} = 158$ J na sobnoj temperaturi, vidi se da je veća od nominalne vrednosti OM koja iznosi 126 J.

Prosečne vrednosti ukupne energije udara E_{uk} MŠ (tabela 4.5) razdvojene na komponenta energije stvaranja E_s i energije potrebne za širenje prsline $E_{\dot{s}}$, na 6 ispitnih temperatura pokazuju sledeće: na +20 °C, $E_{uk} = 151$ J; na 0 °C, $E_{uk} = 143$ J; na -20 °C, $E_{uk} = 106$ J; na -30 °C, $E_{uk} = 68$ J; na -50 °C, $E_{uk} = 65$ J i na -60 °C, $E_{uk} = 70$ J. Kao i kod OM, kod MŠ je najveći pad žilavosti u intervalu (-20 i -30)°C, sa 106 J na 68 J. Konačno na -60 °C ukupna energija udara iznosi 70 J.

Udeo energije potrebne za stvaranje prsline E_s je veći na temperaturama ispitivanja od 0 °C, -30 °C, -50 °C i -60 °C, dok je na +20 °C i na -20 °C dobijena veća vrednost energije širenja prsline $E_{\dot{s}}$.

Prelazna temperatura krto g loma (NDT) MŠ prikazana je dijagramom na sl. 4.21, a uporedni dijagram NDT za MŠ i OM na sl. 4.22. Može se uočiti da i OM i MŠ imaju prelaznu temperaturu krto g loma nižu od -60 °C.

Kod epruveta izvušenih iz MŠ, sl. 4. 21, su posebno analizirani lice, sredina zavara i koren zavara, označeni sa G, S i D respektivno. Uočava se da su na -60 °C najbolje vrednosti E_{uk} dobijene za epruvete kod kojih je zarez bio na licu zavar, oznake G. Zatim slede epruvete sa zarezom po sredini i konačno najnižu žilavost epruvete sa zarezom u korenu zavara.

Kod epruvata OM koje su uzorkovane u pravcu valjanja oznake „L“, vrednosti ukupne energije udara E_{uk} su veće od vrednosti dobijenih kod epruveta uzorkovanih u poprečnom „C“ pravcu na svim temperaturama ispitivanja, što je i očekivano, sl. 4.22.

Dobijeni rezultati su u skladu sa očekivanim ponašanjem mikrolegiranog fino zrnog čelika NIOMOL 490 K, budući da postupak zavarivanja pod praškom (EPP) najčešće dovodi do formiranja metala šava sa grubljom mikrostrukturom.

Treba istaći da drugi kriterijum za određivanje temperature prelaza u krto g lom, zasnovan na polovini razlike između gornjeg i donjeg platoa apsorbovane energije (TK1/2), nije pogodan za ovaj slučaj. Njegova primena dovela bi do nerealno visokih procenjenih vrednosti temperature prelaza za sve

ispitivane položaje u metalu šava, približno oko 0 °C, pri odgovarajućoj apsorbovanoj energiji od oko 100 J, što se ne može smatrati karakteristikom krtog loma.

5.6. Analiza ispitivanja mehanike loma

Na osetljivost ispitivanog zavarenog spoja čelika NIOMOL 490K prema prslinama, utiču heterogenost mikrostrukture ali i mehaničkih osobina zavarenog spoja i zbog toga je važno definisati položaj zamorne prsline u ZS. U uslovima ravnog stanja napona (RSN) ili ravnog stanja deformacije (RSD), vrednost J -integrala po jedinici debljine ne zavisi direktno od debljine ploče. Međutim, lokalna raspodela J -integrala duž fronta prsline varira, najveću vrednost dostiže u sredini debljine ploče, gde kod debelih ploča vlada RSD, a opada ka slobodnim površinama (gde vlada RSN) zbog uticaja tzv. ograničenog deformisanja (engl. *constraint effect*). Većom debljinom materijala smanjuje se njegova otpornost na lom jer trodimenzionalno ograničenje u vrhu prsline raste sve dok se ne dostigne granični uslov RSD, što može dovesti do nestabilnog loma pri nižim nominalnim vrednostima sile.

Eksperimentalno su određene vrednosti parametara mehanike loma metala šava MŠ proizvedenog EPP postupkom zavarivanja ploča od NIOMOLA 490K i to: kritična vrednost J -integrala J_{Ic} kao mera žilavosti loma materijala pri nestabilnom lomu, bez značajnog stabilnog rasta prsline cepanjem. Na osnovu J_{Ic} izračunate su vrednosti žilavosti loma pri ravnoj deformaciji K_{Ic} i vrednosti parametra δ odnosno CTOD (pomeranja površina prsline koje su normalne na početnu ravanna vrhu zamorne prsline).

Dobijene vrednosti za MŠ dobijene ispitivanjem uzoraka na sobnoj temperaturi su $J_{Ic} = 145$ N/mm, $K_{Ic} = 182,9$ MPa m^{1/2} i $\delta = 0,143$ mm. Na temperaturi ispitivanja od -20 °C, dobijene vrednosti su $J_{Ic} = 148$ N/mm, $K_{Ic} = 184,8$ MPa m^{1/2} i $\delta = 0,143$ mm. Na temperaturi ispitivanja od -30 °C, vrednosti su $J_{Ic} = 120$ N/mm, $K_{Ic} = 166$ MPa m^{1/2} i $\delta = 0,117$ mm.

Za razliku od vrednosti udarne žilavosti MŠ, vrednosti žilavosti loma metala šava ukazuju na visoku otpornost na lom, što se pripisuje acikularnom feritu kao tipičnoj mikrostrukтури proizvedenoj EPP postupkom sa smešom zaštitnih gasova sa kiseonikom.

5.7. Diskusija numeričkih simulacija rasta zamorne prsline

U ovom poglavlju će biti detaljnije objašnjeni dobijeni rezultati, uz poređenje između vrednosti napona, faktora intenziteta napona i otpornosti na rast zamorne prsline modela od osnovnog materijala, odnosno metala šava. Kao što je prethodno pomenuto, oba proračuna su trajala po 60 koraka, nakon što je posle nekoliko iteracija utvrđeno da je ovaj broj koraka opterećenja dovoljan da se uđe u fazu nestabilnog rasta prsline.

Što se napona oko prsline tiče, oni su u ovom slučaju imali identičnu vrednost – 3740 MPa za oba modela, što je posledica gotovo identičnog rasta prsline u oba slučaja. Glavni cilj dobijanja ovog rezultata je, pored međusobnog poređenja, bio da se dobije realna raspodela napona karakteristična za vrh prsline, kao jedan od načina verifikacije samog modela. Ovakav rezultat je i dobijen, u skladu sa očekivanjima. Vrednosti faktora intenziteta napona su bliske jedna drugoj – $2560 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}$ za osnovni metal, odnosno $2410 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}$ za metal šava, što predstavlja razliku od oko 6%. Ovo je očekivano, s obzirom na istu početnu dužinu prsline i veoma slične, skoro identične dužine prsline u modelima, u kombinaciji sa takođe sličnim mehaničkim osobinama oba materijala.

Situacija sa brojevima ciklusa je nešto drugačija od ostalih rezultata, sa primetno većom razlikom od oko 63% u korist metala šava (MŠ). U slučaju osnovnog metala (OM), dobijeni broj ciklusa je bio oko $55 \cdot 10^3$, dok je kod metal šava dostigao vrednost od $90 \cdot 10^3$. Sa dijagrama dužina prsline – broj ciklusa koji je prikazan na sl. 4.35 i 4.36 se jasno može videti da su oba modela ušla u nestabilnu fazu rasta zamorne prsline. Dobijeni brojevi zamornih ciklusa bi odgovarali realnom stanju u ispitanom rezervoaru, naročito kada se uzme u obzir velika početna dubina prsline. Što se samog rasta prsline tiče, on je iznosio 53,3 mm za OM, odnosno 53,5 mm za MŠ. Ovako visoke vrednosti, koje značajno premašuju samu debljinu zida posude su dobijene zbog činjenice da je početna prsline mnogo više rasla u širinu nego u dubinu. Širina prsline se skoro duplo povećala, sa početnih 28 mm na preko 53 mm. Što se dubine prsline tiče, ona nije bila dovoljna da probije zid posude do kraja, i iznosila je oko 10 mm.

Činjenica da su MŠ i OM pokazali dobru otpornost na rast zamorne prsline takođe pokazuje da je izbor tehnologije zavarivanja bio jako dobar, pošto je obično OM značajno bolji u pogledu ponašanja pri zamoru od MŠ i/ili zone uticaja toplote (ZUT), dok je u ovom slučaju MŠ pokazao primetno veću otpornost. Što se tiče ZUT, on nije bio obuhvaćen simulacijama u ovom slučaju usled nedostatka rezultata ispitivanja koji bi dali potrebne ulazne parametre za numeriku. U daljem istraživanju bi bilo dobro da se i ZUT uključi u analizu, pošto je kod zavarenih spojeva od ovih vrsta čelika upravo ova oblast najkritičnija sa stanovišta otpornosti na zamor, kao i lom uopšte (ovde posebno treba posvetiti pažnju liniji stapanja kao najopasnijem delu ZUT-a).

6. ZAKLJUČAK

Predmet istraživanja doktorske disertacije *Uticaj temperature na integritet zavarenih spojeva posuda pod pritiskom od finostrukturnog mikrolegiranog čelika* je bio dijagnostikovanje ponašanja zavarenih spojeva posude pod pritiskom na sniženim temperaturama koje su izrađene od finostrukturnog mikrolegiranog čelika u cilju procene njihovog integriteta.

Ploče od finostrukturnog mikrolegiranog čelika NIOMOL 490K, zatezne čvrstoće 620 MPa i napona tečenja 530 MPa, zavarene EPP postupkom, ispitivane su na temperaturi okoline i na kriogenim temperaturama do $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$. Eksperimentalna istraživanja ponašanja zavarenih spojeva bez i u prisustvu prsline, obuhvatila su mehanička ispitivanja, ispitivanja mehanike loma i numeričke simulacije.

-Mehanička ispitivanja su dala rezultate zateznih osobina ispitivanog čelika i njegovih zavarenih spojeva, izmerene tvrdoće osnovnog metala i metala šava i rezultate udarne žilavosti kao meru dinamičke otpornosti na stvaranje i širenje prsline. Ispitivanja su pokazala prihvatljivo slaganje sa osobinama materijala koje garantuje proizvođač, tako da nije dobijena razlika u metalu šava u odnosu na svojstva osnovnog metala koja bi bila značajna za procenu integriteta zavarenog spoja.

-Izabran je takav dodatni materijal da je EPP postupkom zavarivanja dobijen je *overmatching*, tako da zatezne osobine epruveta metala šava predstavljaju zatezne osobine osnovnog metala, jer je do loma dolazilo osnovnom metalu. Dobijene vrednosti su zadovoljavajuće u odnosu na interne standarde proizvođača, jer je dobijena prosečna vrednost napona tečenja veća za 3%, a dobijena zatezna čvrstoća veća je za oko 1 %.

-Ni u jednoj oblasti zavarenog spoja nije izmerena vrednost tvrdoće oko 330 HV koja je karakteristična za pojavu martenzita kod ovih čelika, iz čega se može zaključiti da u izvedenom zavarenom spoju ne postoji povećan rizik za nastanak hladnih prslina.

-Dobijene su i za osnovni materijal i za njegov zavareni spoj prelazne temperature krtog loma niže od $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, što znači da je ispitana šarža materijala NIOMOL 490K pogodna za izradu zavarenih konstrukcija predviđenih za rad na sniženim temperaturama.

-Za razliku od vrednosti udarne žilavosti MŠ, vrednosti žilavosti loma metala šava ukazuju na visoku otpornost na lom, što se pripisuje acikularnom feritu kao tipičnoj mikrostrukтури proizvedenoj EPP postupkom sa smešom zaštitnih gasova sa kiseonikom.

-Iako je zbog većeg unosa toplote i povećane brzine hlađenja kod zavarenih spojeva dobijenih EPP postupkom zavarivanja očekivano da se nađu prsline u spoju, dobijene vrednosti žilavosti loma metala šava ukazuju na visoku otpornost na lom, što se pripisuje acikularnom feritu kao tipičnoj mikrostrukтури proizvedenoj EPP postupkom sa smešom zaštitnih gasova sa kiseonikom. Dobijeni rezultati ispitivanja mehanike loma pokazuju da metal šava NIOMOLA 490K ima zadovoljavajuću otpornost na rast prsline.

-Rezultati numeričke simulacije ponašanja zavarenog spoja u prisustvu prsline pokazali su da su i osnovni materijal i zavareni spoj pokazali dobru otpornost na rast zamorne prsline što takođe pokazuje da je izbor tehnologije zavarivanja bio dobar, pošto je obično osnovni materijal značajno bolji u pogledu ponašanja pri zamoru od zavarenog spoja, dok je u ovom slučaju metal šava pokazao primetno veću otpornost.

7. LITERATURA

Poglavlje 1

- [1.1] O.R. Greulich, M. H. Jawad, Fabrication of Metallic Pressure Vessels, 1st ed. Hoboken, NJ: John Wiley and Sons, Wiley-ASME Press, (2022)
- [1.2] T. Gladman, The Physical Metallurgy of Microalloyed Steels, London, UK: The Institute of Materials (1997)
- [1.3] T.L. Anderson, Fracture Mechanics, Fundamentals and Applications, third edition, CRC, Taylor and Francis (2005)
- [1.4] J. C. Lippold, Welding Metallurgy and Weldability, John Wiley & Sons (2015)
- [1.5] BS 7910:2019. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London: British Standards Institution (2019)

Poglavlje 2

- [2.1] K. Gerić, Pojava i rast prslina u zavarenim spojevima čelika povišene čvrstoće, Doktorska disertacija, TMF, Beograd, (1997).
- [2.2] S. Dikić, Termomehanička prerada i transformaciono ponašanje mikrolegiranih čelika, Doktorska disertacija, TMF, Beograd, (2022).
- [2.3] J. Villalobos, A. Del-Pozo, B. Campillo, J. Mayen, S. Serna. Microalloyed steels through history until 2018: Review of chemical composition, processing and hydrogen service. Metals (2018).
- [2.4] A. Radović i D. Marković, Osvajanje brodograđevnog čelika povišene čvrstoće NIONIKRAL-70. VTI, Beograd, 1984.
- [2.5] T. N. Baker, Processes, microstructure and properties of vanadium microalloyed steels, Materials Science and Technology, 25(9) (2009) 1083–1107
- [2.6] G. Andrés, C. Capdevila, C. San Martín, Effect of the microalloying elements on nucleation of allotriomorphic ferrite in medium carbon-manganese steels, Journal of Materials Science Letters 20, (2001) 1135–1137
- [2.7] W. B. Morrison, Microalloy steels– the beginning, Institute of Materials, Minerals and Mining (2009)
- [2.8] I. M. Mackenzie, Metallurgical developments in carbon steels, ISI, London, UK (1963) 30
- [2.9] J. Villalobos, A. Del-Pozo, B. Campillo, J. Mayen, S. Serna, Microalloyed Steels through History until 2018: Review of Chemical Composition, Processing and Hydrogen Service, Metals 8(5) (2018)
- [2.10] Repas P. Metallurgical fundamentals for HSLA steels, World Materials Congress, (1988) 3-15
- [2.11] N Yunoka, TMCP steels and their welding, Welding in the World, 35(6) (1995), 375–390.
- [2.12] R. Cahn, P. Haasen, Physical Metallurgy, North-Holland (1996)
- [2.13] Y. Tomita, Low temperature mechanical properties of quenched and tempered 0.4C–Ni–Cr–Mo steel after controlled rolling, Materials Science and Technology (1988)
- [2.14] A. J. DeArdo, Accelerated cooling: a physical metallurgy perspective, Proceedings of the Metallurgical Society of the Canadian Institute of Mining and Metallurgy, 27 (2) (1998) 3-27
- [2.15] M. Gabrovšek, Utjecaj metalurgije izrade čelika na tehnološka svojstva limova povišene čvrstoće, Znanstveno stručni skup “Problemi primjene visokočvrstih čelika”, Slavonski Brod, 1989., Zavarivanje 32 (1989) 133-140
- [2.16] N. Mišina, M. Oršulić, I. Polajna, Weldability of microalloyed quenched and tempered steels as used in shipbuilding, Naše more: Znanstveni časopis za more i pomorstvo, 50(5-6) 2003.
- [2.17] R. Sout, W. Doty, Weldability of steel, Welding Research Council (1978) 3-4
- [2.18] J. Taylor, Engineer's guide to fabricating steel structures Volume 1 - fabrication methods, Australian institute of steel construction (2001) 127-129

- [2.19] P. Nevasmaa, Predictive model for the prevention of weld metal hydrogen cracking in high-strength multipass welds, Department of Mechanical Engineering, University of Oulu, University of Oulu, Finland (2003)
- [2.20] M. Neumann, K. Hofer, A. Haelsig, J. Hense, Assessment of the Weldability of High-Strength Low-Alloyed Steels Considering the Manufacturing Routes, *Journal of Materials Engineering and Performance* (2026)
- [2.21] T. Schaup, W. Ernst, H. Spindler, T. Kannengiesser, Hydrogen-assisted cracking of GMA welded 960 MPa grade high-strength steels, *International Journal of Hydrogen Energy*, 45(38) (2020) 20080-20093
- [2.22] M. Mičian, D. Harmaniak, F. Nový, J. Winczek, J. Moravec, L. Trško, Effect of the $t_{8/5}$ Cooling Time on the Properties of S960MC Steel in the HAZ of Welded Joints Evaluated by Thermal Physical Simulation. *Metals*, 10(2), (2020) 229
- [2.23] N. Schroeder, M. Rhode, T. Kannengiesser, Influence of Microalloying on Talozion Behavior and Notch Impact Toughness of Welded High-Strength Structural Steels, *Weld. World* 68 (2024) 2647–2659
- [2.24] M. Pirinen, Y. Martikainen, S. Ivanov, V.A. Karkhin, Comparative Analysis of the Microstructure of the Heat-Affected Zone Metal in Welding of High-Strength Steels, *Weld. Int.* 29 (2015) 301–30
- [2.25] B. de Meester, The Weldability of Modern Structural TMCP Steels, *ISIJ International*, 37(6) (1997) 537-55.
- [2.26] S. Talas, The Assessment of Carbon Equivalent Formulas in Predicting the Properties of Steel Weld Metals, *Materials and Design*, (2010), 649–2653
- [2.27] N. Yurioka, S. Oshita, H. Tamehiro, Determination of Necessary Preheating Temperature in Steel Welding, *Welding research* (1983) 147-153.
- [2.28] M. Bodea, R. Muresan, Computation of HAZ Hardness for low Alloyed Welded Steels using Five-Parameter Logistic Function, *S.S.P.*, 2014, 216, p 103–109
- [2.29] M. Rahman, W. Maurer, W. Ernst, W. Calculation of hardness distribution in the HAZ of micro-alloyed steel, *Weld World* 58, (2014) 763–770.
- [2.30] M. Gaspar, Effect of Welding Heat Input on Simulated HAZ Areas in S960QL High Strength Steel, *Metals*, 9, (2019) 1226.
- [2.31] G. Krauss, Strengthening mechanisms in steels, *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Elsevier, (2001) 8870–8881
- [2.32] N. Bajić, M. Rakin, D. Veljić, M. Mrdak, S. Stojadinović, J. Pekez, Optimizacija sadržaja nikla u punjenoj žici namenjenoj za zavarivanje mikrolegiranih čelika, *Zavarivanje i zavarene konstrukcije* (2) (2014) 61-67.
- [2.33] B. Islamović Čavkic, E. Bajramovic, Welded joint behavior during tensile testing at different temperatures, *Mašinstvo* (21) 1-2, (2024) 31 – 36
- [2.34] O. Blodgett, Design of welded structures, *James F. Lincoln Arc Welding Foundation*, (1966) 11
- [2.35] M. Markoski, Cevni vodovi, *Mašinski fakultet, Beograd* (1995)
- [2.36] S. Bulatović. Ispitivanja zavarenih spojeva niskolegiranog čelika povišene čvrstoće klase 700 MPa, *Zavarivanje i zavarene konstrukcije* (2023) 119-127.
- [2.37] E. Bajramović, F. Islamović. Testing the impact energy and determination of the brittleness temperature of the welded joint of steel A516 Gr. 70, *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* (2023)
- [2.38] X. Tran Thi, T.Vu Dinh, Effect of heat-input and post-weld heat treatment on residual stress and deformation of butt welded joint made by structural carbon steel A516 grade 70, *Journal of Science and Technology of Metal* (2023): 1859-4344.
- [2.39] P. Kumar, H. K. Arya, Sandeep Verma. Effect of Post Weld Heat Treatment on Impact Toughness of SA 516 GR. 70 Low Carbon Steel Welded by Saw Process, *International Journal for Research in Applied Science & Engineering Technology*, (5)(2017) 2321-9653.

- [2.40] SRPS C.T3.052:1974 — Postupak zavarivanja pod zaštitom praška — Priprema uzoraka za ispitivanje mehaničkih osobina čistog metala šava.
- [2.41] B.Lukić, S. Đurić, M. Đuričić, Zavarene konstrukcije: pouzdanost, sigurnost i otkazi, Zavarivanje i zavarene konstrukcije, (2009) 69-75.
- [2.42] E. Bajramović, F. Islamović, Assessment of integrity and remaining working life of welded steel structures, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering (2021) 1208.
- [2.43] T. Golubović, A. Sedmak, V. Spasojević Brkić, S.Kirin, E.Veg, Welded joints as critical regions in pressure vessels – case study of vinyl-chloride monomer storage tank, Hemijska Industrija, 72(4) (2018) 177-182.
- [2.44] A. Sedmak, S. Kirin, I. Martić, L. Jeremić, I. Vucetić, T. Golubović, S. Sedmak, Structural integrity and life assessment of pressure vessels - risk based approach, Experimental and Computational Investigations in Engineering, Proceedings of the International Conference of Experimental and Numerical Investigations and New Technologies, CNNTech (2020).
- [2.45] F. Islamović, Poboljšanje integriteta stacionarnih višekomornih tankostijenih posuda za tečna goriva, doktorska disertacija, Univerzitet u Tuzli, Mašinski fakultet Tuzla (2006).
- [2.46] Z. Burzić, Ispitivanja promjenljivim opterećenjem glatkih i zareznih epruveta, Eksperimentalne i numeričke metode mehanike loma u oceni integriteta konstrukcija, Zajedničko izdanje: Tehnološko-metalurški fakultet, Beograd, Institut GOŠA, Smederevska Palanka, Jugoslovenski savez za zavarivanje, Beograd (2000)
- [2.47] F. Islamović, Dž. Gaco, D. Hodžić, F. Bajramović Determination of stress-strain state on elements of cylindrical tank structure. 9th International scientific conference on defensive technologies, OTEH 2020, Belgrade, Serbia. (2020).
- [2.48] Arsić, M. Procena veka zavarene konstrukcije sa prslinom u uslovima promenljivog opterećenja. Eksperimentalne i numeričke metode mehanike loma u oceni integriteta konstrukcija, Zajedničko izdanje: Tehnološko-metalurški fakultet, Beograd, Institut GOŠA, Smederevska Palanka, Jugoslovenski savez za zavarivanje, Beograd (2001).
- [2.49] S. Sedmak, Z. Burzić, S. Perković, R. Jovičić, M. Arandjelović, Lj. Radović, N. Ilić, Influence of welded joint microstructures on fatigue behaviour of specimens with a notch in the heat affected zone. Engineering Failure Analysis 106 (2019).
- [2.50] S. Kirin, A. Sedmak, R. Zaidi, A. Grbović, Ž. Šarkočević, Comparison of experimental, numerical and analytical risk assessment of oil drilling rig welded pipe based on fracture mechanics parameters, Engineering Failure Analysis, 112 (2020).
- [2.51] Dž. Gačo, Z. Burzić, F. Islamović, N. Bišćević, N. Analiza zamora zavarenog spoja čelika NN-70 u prisustvu greške tipa prsline. X Naučno/stručni simpozijum sa međunarodnim učešćem „Metalni i nemetalni materijali“ Bugojno, BiH (2014).
- [2.52] S. Sedmak, R. Jovičić, A. Sedmak, M. Arandjelović, B. Đorđević, B. Influence of multiple defects in welded joints subjected to fatigue loading according to sist EN ISO 5817:2014. Structural integrity and life 18(1) (2018). 77–81.
- [2.53] P. Paris, F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. ASME J. Basic Eng., 85, (1963) 528–533.
- [2.54] L. Milović, T. Vuherer, Z. Radaković, B. Petrovski, M. Janković, M. Zrilić, D. Daničić., Determination of fatigue crack growth parameters in welded joint of hsla steel. Integritet i vek konstrukcija 11(3) (2011) 183-187
- [2.55] S. Ashter, Thermoforming of Single and Multilayer Laminates, Elsevier (2014) 165-168.
- [2.56] SRPS EN ISO 148-1:201: Metalni materijali – Ispitivanje udarom Šarpijevim klatnom – Deo 1: Metoda ispitivanja.
- [2.57] J. C. Radon, C. E. Turner, "Fracture Toughness Measurements by Instrumented Impact Test", Journal of Engineering Fracture Mechanics, Vol. 1, No. 3, p. 411-428, 1969.
- [2.58] B. Zečević, Uticaj radne temperature na otpornost na nastanak i rast prsline niskougljeničnog mikrolegiranog čelika za termoelektrična postrojenja, Doktorska disertacija, TMF, Beograd (2022)
- [2.59] S. Bulatović, Elasto-plastično ponašanje zavarenog spoja od niskolegiranog čelika povišene čvrstoće u uslovima niskocikličnog zamora, Doktorska disertacija, Mašinski fakultet (2014)

- [2.60] Z. Burzić, Primena savremenih tehnologija u oblasti ispitivanja metala razaranjem. *Metalurgija-Journal of Metallurgy* (2005) 126-140.
- [2.61] I. Čamagić, N. Vasić, B. Ćirković, S. Cvetković, Z. Vasić, Variable and impact load testing of HSLA steel welds. *Structural Integrity and Life* (2010) 231-234.
- [2.62] M. Dobrojević, A. Sedmak, E. Argob, O. Popović, The analysis of geometry and welded joint heterogeneity effect on Charpy specimen behaviour. *Structural Integrity and Life* (2003) 73-83
- [2.63] B. Đorđević, Žilavost feritnog reaktorskog čelika u području Prelazne temperature, Doktorska disertacija, Mašinski fakultet (2021)
- [2.64] A. Maksimović, Lj. Milović, B. Zecević, V. Aleksić, D. Bekric, Determination of the ductile-to-brittle transition temperature of NIOMOL 490 K steel welded joint, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* (2024)
- [2.65] *Comprehensive Structural Integrity*, editors: I. Milne, R.O. Ritchie and B. Karihaloo. Elsevier Science Ltd. (2023).
- [2.66] M. Ohring, *Engineering Materials Science*, Academic Press, Elsevier Inc., (1995).
- [2.67] EN ISO13445: Unfired pressure vessels (2021).
- [2.68] EN ISO 21028-1: Toughness requirements for materials at cryogenic temperature - Part 1: Temperatures below -80 °C (2024)
- [2.69] EN ISO 21028-2:2018 Cryogenic vessels — Toughness requirements for materials at cryogenic temperature — Part 2: Temperatures between -80 °C C and -20 °C, (2023)
- [2.70] L. Jeremić, B. Đorđević, I. Šapić, S. A. Sedmak, N. Milovanović, Manufacturing and Integrity of Ammonia Storage Tanks. *Structural Integrity and Life*, (2020) 123–129.
- [2.71] M. Ohring, *Engineering Materials Science*, in M. Ohring (Eds.), Academic Press, Elsevier Inc., California, (1995) 539-540.
- [2.72] J. F. Knott, *Fundamentals of Fracture Mechanics*, Butterworth & Co (1973)
- [2.73] S. Sedmak, Uticaj zareza i prslina na pojavu loma pri elastičnoj i plastičnoj deformaciji, Doktorska disertacija, Mašinski fakultet, Beograd (1976)
- [2.74] M. Manjgo, B. Medjo, M. Milovic, M. Rakin, Z. Burzic, A. Sedmak, Analysis of welded tensile plates with a surface notch in the weld metal and heat affected zone, *Eng. Fract. Mech.* 77 (15) (2010) 2958–2970
- [2.75] J. Capelle, J. Furtado, Z. Azari, S. Jallais, G. Pluvinaige, Design based on ductile–brittle transition temperature for API 5L X65 steel used for dense CO₂ transport, *Eng. Fract. Mech.* 110 (2013) 270–280
- [2.76] A. Coseru, J. Capelle, G. Pluvinaige, On the use of Charpy transition temperature as reference temperature for the choice of a pipe steel, *Eng. Fail. Anal.* 37 (2014) 110–119
- [2.77] A. Griffith, The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Phil. Trans. Roy. Soc. London* (1920) 163–198
- [2.78] A. Griffith, The Theory of Rupture. In: *Proc. of the Int. Congress for Appl* (1924) 55–63
- [2.79] D. Gross, Some Remarks on the History of Fracture Mechanics, *The History of Theoretical, Material and Computational Mechanics, Lecture Notes in Applied Mathematics and Mechanics* (2014)
- [2.80] M. Arsić, M. Mladenović, Z. Savić, T. Šarkoćević, Predviđanje radnog veka mašinskih delova i konstrukcija turbinske i hidromehaničke opreme u fazi projektovanja, izrade prototipa i u eksploataciji, XXI konferencija o međulaboratorijskim ispitivanjima materijala (2015) 86-92
- [2.81] A. Sedmak, H.A. Anyiam, Structural integrity assessment using fracture mechanics, *Integritet i vek konstrukcije* (2001) 67-73
- [2.82] P. Moore, G. Booth, Brittle fracture and the behaviour of cracks in structures, *The Welding Engineers Guide to Fracture and Fatigue* (2015) 45-63
- [2.83] A. Sedmak, Primena mehanike loma na integritet konstrukcija (monografija), Mašinski fakultet Beograd (2003:)
- [2.84] Lj. Lazić Vulićević, Otpornost prema zamornom lomu zavarenih cevi od čelika povišene čvrstoće, Doktorska disertacija, Mašinski fakultet, Beograd (2015)

- [2.85] M. Zrilić, Primena lokalnog pristupa na procenu preostalog veka komponenti visokotemperaturske opreme, doktorska disertacija, Beograd, (2024)
- [2.86] P. Moore, G. Booth, Failure modes and analysis in metals, The Welding Engineer's Guide to Fracture and Fatigue, Woodhead Publishing, (2015) 95-110
- [2.87] ASTM E399-24 Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials. (2024).
- [2.88] Soo-Jin Park, Min-Kang Seo, Interface Science and Technology, (2011) 253-331
- [2.89] WESTERGARD, H.M., Bearing Pressures and Crack. Journal of Applied Mechanics, (1939) 49-53.
- [2.90] P. Kumar, Elements of Fracture Mechanics, Graw Hill Education (India) Private Limited (2009)
- [2.91] A. Sedmak, Fatigue crack growth simulation by extended finite element method: A review of case studies, Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol 47(6) (2024)
- [2.92] D. Živojinović, Primena mehanike loma na procenu integriteta zavarenih konstrukcija od legura aluminijuma, Doktorska disertacija, Mašinski fakultet Beograd (2013)
- [2.93] M. Rakin, Lokalni pristup žilavom lomu metalnih materijala, monografija, Beograd (2009)
- [2.94] Dž. Hadžihafizović, Proširena Metoda Konačnih Elemenata (XFEM - Extended Finite Element Method), Sarajevo (2018)
- [2.95] A. Sedmak, A. Grbović. "Numerical simulation of fatigue crack growth—review of case studies using smart." Available at SSRN (2026)
- [2.96] https://ansyshelp.ansys.com/public/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v242/en/wb_sim/ds_SMART_Limit.html
- [2.97] N. Pugno, M. Ciavarella, P. Cornetti, A. Carpinteri, A generalized Paris' law for fatigue crack growth, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 54(7) (2006) 1333–1349.
- [2.98] S. Sedmak, K. Čolić, F. Vučetić, A. Milovanović, Ž. Božić, Fatigue Life of Ti-6Al-4V Hip Implants under Various Load Cases, International Journal of Fatigue, Vol. 212, (2026) 109801

Poglavlje 3

- [3.1] S. Ažman, Razvoj in problematika mikrolegiranih jekel za petrokemično industrijo. Kovine, zlitine, tehnologije 26(1, 2) (1992) 15-22.
- [3.2] S. Ažman, M. Marčetić, J. Bernetič, Mikrolegirani konstrukcijski čelici prve generacije s visokim C_{ekv} i druge generacije s niskim C_{ekv} sa aspekta upotrebe u zavarenim konstrukcijama. Zavarivanje i zavarene konstrukcije 1 (2013) 23-30
- [3.3.] M. Manjgo, A. Sedmak, B. Grujić, Ponašanje pri zamoru i lomu zavarenih spojeva čelika NIOMOL 490K. Integritet i vek konstrukcija 8(3) (2008) 149-158.
- [3.4] SRPS EN ISO 6892-1:2020 Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature (2020)
- [3.5] SRPS EN ISO 6892-3:2016 Metallic materials - Tensile testing - Part 3: Method of test at low temperature (2016)
- [3.6] SRPS EN 10045-1: Charpy Impact Test on Metallic Materials – Part 1: Test Method V- and U-Notches).
- [3.7] F. Vodopivec, B. Šuštarčić, J. Vojvodić-Tuma, G. Kosec, Charpy notch toughness and hardness of reheated martensite and lower bainite, METABK 49(3) (2010) 149-154.
- [3.8] J. Vojvodić Tuma, B. Šuštaršić, Fracture Mechanics Investigations of Structural Steels with the Yield Stresses between 265 and 1000 MPa, Proceedings of the International Conference on Crack Paths (CP 2006), Parma, Italy, 2006, pp. 105–112
- [3.9] T. Adžiev, A. Sedmak, G. Adžiev, M. Arsić, „Ocena preostale čvrstoće zavarenog sfernog rezervoara sa prslinom“, Integritet i vek konstrukcija, vol. 2, br. 1–2, str. 20–22, 2002.

- [3.10] M. Rakin, N. Bajić, M. Mrdak, D. Veljić, M. Arsić, Analysis of mechanical and structural properties of micro alloyed steel welded joints depending on quality of cored wire, Technical Gazette 20, 4(2013), 635-640
- [3.11] Z. Burzic, V. Grabulov, M. Burzic, M. Manjgo, V. Gliha, T. Vuherer, Effect of microalloyed steel welding procedure on fatigue crack growth, 19. Structural Integrity Assessment in Theory and Practice, 185-186
- [3.12] M.Š. Manjgo, Kriterijumi prihvatljivosti prslina u zavarenom spoju posuda pod pritiskom od mikrolegiranih čelika. Doktorska disertacija, Mašinski fakultet, Beograd, (2008)

Poglavlje 4

- [4.1] ASTM E1820-16 Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. (2016)

Poglavlje 5

- [5.1] ASTM E112-96(2004). Standard Test Methods for Determining Average Grain Size. ASTM International, West Conshohocken, PA, USA, 2004.

BIOGRAFSKI PODACI O AUTORU

Ana Maksimović, rođena Prodanović rođena je 24. jula 1991. godine u Beogradu. Završila je Zemunsku gimnaziju. Osnovne akademske studije kao i master studije završila je na Tehnološko-metalurškom fakultetu Univerziteta u Beogradu, na katedri za Inženjerstvo životne sredine i Biohemijsko inženjerstvo. Školske 2017/2018 godine je upisla doktorske studije na Tehnološko-metalurškom fakultetu Univerziteta u Beogradu, studijski program Inženjerstvo materijala, pod mentorstvom profesorke Ljubice Milović. U svom naučno istraživačkom radu bavi se temama iz oblasti mehanike loma, sigurnosti i integriteta konstrukcija, i proračuna komponenata procesne opreme. Zaposlena je kao istraživač saradnik u Inovacionom centru Tehnološko-metalurškog fakulteta u Beogradu. Član je Društva za integritet i vek konstrukcija (DIVK).

Изјава о ауторству

Име и презиме аутора Ана Максимовић

Број индекса 4012/2017

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

„УТИЦАЈ ТЕМПЕРАТУРЕ НА ИНТЕГРИТЕТ ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА ПОСУДА ПОД
ПРИТИСКОМ ОД ФИНОЗРНОГ МИКРОЛЕГИРАНОГ ЧЕЛИКА“

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

Потпис аутора

У Београду, _____

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора: Ана Максимовић

Број индекса: 4012/2017

Студијски програм : Инжењерство материјала

Наслов рада: УТИЦАЈ ТЕМПЕРАТУРЕ НА ИНТЕГРИТЕТ ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА ПОСУДА
ПОД ПРИТИСКОМ ОД ФИНОЗРНОГ МИКРОЛЕГИРАНОГ ЧЕЛИКА

Ментор: Проф. др Љубица Миловић, редовна професорка ТМФ-а

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла ради похрањена у **Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског назива 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 аутора

У Београду, _____

Изјава о коришћењу

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

“УТИЦАЈ ТЕМПЕРАТУРЕ НА ИНТЕГРИТЕТ ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА ПОСУДА ПОД
ПРИТИСКОМ ОД ФИНОЗРНОГ МИКРОЛЕГИРАНОГ ЧЕЛИКА”

која је моје ауторско дело.

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

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

1. Ауторство (CC BY)

2. Ауторство – некомерцијално (CC BY-NC)

3. Ауторство – некомерцијално – без прерада (CC BY-NC-ND)

☒ 4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима (CC BY-NC-SA)

5. Ауторство – без прерада (CC BY-ND)

6. Ауторство – делити под истим условима (CC BY-SA)

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци.
Кратак опис лиценци је саставни део ове изјаве).

Потпис аутора

У Београду, _____
