

UNIVERZITET U BEOGRADU

Ljubica M. Lazić Vulićević

**OTPORNOST PREMA ZAMORNOM LOMU
ZAVARENIH CEVI OD ČELIKA POVIŠENE
ČVRSTOĆE**

doktorska disertacija

Beograd, 2015.

UNIVERSITY OF BELGRADE

Ljubica M. Lazić Vulićević

**FATIGUE FRACTURE RESISTANCE OF
WELDED PIPES MADE FROM HIGH STRENGTH
STEELS**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2015.

Mentor doktorske disertacije:

Dr Aleksandar Sedmak, redovni profesor,
Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu

Komentor doktorske disertacije:

Dr Marko Rakin, vanredni profesor,
Tehnološko-metalurški fakultet Univerziteta u Beograd

Članovi komisije za odbranu doktorske disertacije:

Dr Zijah Burzić, naučni savetnik,
Vojnotehnički institut, Beograd

Dr Mirko Pavišić, vanredni profesor,
Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu

Dr Miodrag Arsić, naučni savetnik,
Institut za ispitivanje materijala IMS, Beograd

Datum odbrane:

12.02.2015. godine

OTPORNOST PREMA ZAMORNOM LOMU ZAVARENIH CEVI OD ČELIKA POVIŠENE ČVRSTOĆE

Rezime

Funkcionalnost i sigurnost u eksploataciji su dva bitna zahteva za uspešnu konstrukciju, pa se danas uz zahtev čvrstoće pri projektovanju, mora razmotriti i opasnost od zamornog loma, koja je u velikoj meri zavisna od osobina zavarenih spojeva, kao potencijalnih nosilaca greške.

Otkazi zavarenih cevi u naftnoj industriji, nastali kao posledica neotkrivenih grešaka u njihovoj izradi ili usled oštećenja tokom eksploatacije, pored uticaja na pouzdanost i bezbednost u radu, imaju i ekološki uticaj na životnu sredinu. Ovo je podstaklo sprovođenje intenzivnih istraživanja u cilju očuvanja celovitosti cevi u bišotinama i cevovodima.

Istraživanja u okviru ove disertacije imala su za cilj da istraže ponašanje u slučaju oštećenja usled zamora zavarenih cevi izrađenih od čelika API J55. Čelici povišene čvrstoće mogu biti prilično osetljivi na nastanak i rast zamorne prsline. Uzimajući u obzir uslove agresivne radne sredine, ovi čelici zahtevaju detaljna istraživanja njihove otpornosti na zamorni lom i procenu integriteta u navedenim radnim uslovima.

Primenom parametara mehanike loma, dobijenih na osnovu eksperimentalnih istraživanja, izvršena je procena preostalog veka zaštitnih zavarenih cevi sa spoljašnjom aksijalnom površinskom prslinom, izrađenih od API J55 čelika. Analiziran je istovremeno uticaj opsega napona i vrednosti spoljašnjeg aksijalnog oštećenja na preostali zamorni vek.

Jedan od ciljeva ove teze bio je da se istraže nove metode numeričkog modeliranja rasta prsline, a dobijeni rezultati upravo pokazuju efikasnost primene proširene metode konačnih elemenata – PMKE (*Extended Finite Element Method - XFEM*), kao jedne relativno nove metode, u trodimenzionalnoj simulaciji rasta zamorne prsline na geometriji tipa cevi.

Rezultati dobijeni u okviru ove teze ukazuju na značajne mogućnosti primene numeričke simulacije potpomognute eksperimentalnim istraživanjima u analizi integriteta opreme pod pritiskom.

Ključne reči: zavarene cevi u naftnoj industriji, zamorni lom, preostali zamorni vek, 3D numerička simulacija, proširena metoda konačnih elemenata.

Naučna oblast: Mašinstvo

Uža naučna oblast: Inženjerstvo materijala, Mehanika loma, Numeričke metode

FATIGUE FRACTURE RESISTANCE OF WELDED PIPES MADE FROM HIGH STRENGTH STEELS

Abstract

The functionality and safety in exploitation are two important requirements for the successful construction and today, together with the strength requirements, the risk of fatigue fracture, which is largely dependent on the properties of welded joints as potential carriers of errors, must be considered.

The failures of the welded pipes in the petroleum industry occurred as a consequence of undetected errors in their design or due to the damage during service, have the impact on the reliability and safety at work, as well as an ecological impact on the environment. This encouraged intensive researches in order to preserve the integrity of pipes in the oil rigs and pipelines.

The researches in this thesis were aimed to investigate the behavior in case of damage due to the fatigue of welded pipes made of steel API J55. High strength steels can be quite sensitive to the emergence and growth of the fatigue cracks. Taking into account the conditions and aggressive working environment, these steels require detailed researches of their resistance to the fatigue failure and assess the integrity in the specified operating conditions.

Through the application of the fracture mechanics parameters, obtained from experimental research, a residual life of welded protective pipes with an external axial surface crack, made of API J55 steel, was estimated. The impact of the stress range and the value of the external axial damage to the remaining fatigue life were analyzed.

One of the goals of this thesis was to investigate new methods of numerical modeling of crack growth, and the results just show the effectiveness of the implementation of the extended finite element method - XFEM, as a relatively new method, in three-dimensional simulation of fatigue crack growth on the pipe geometry.

The results obtained in this thesis indicate significant opportunities for the application of numerical simulation, supported by experimental studies, to analyze the integrity of the pressure equipment.

Keywords: welded pipes in the oil industry, fatigue failure, the remaining fatigue life, 3D numerical simulations, the extended finite element method.

Scientific field: Mechanical Engineering

Narrow scientific field: Materials Engineering, Fracture Mechanics, Numerical Methods

SADRŽAJ

1. Uvod.....	1
2. Osnovne karakteristike zavarenih cevi od čelika povišene čvrstoće.....	5
2.1 Čelici za cevovode u naftnoj industriji.....	5
2.2 Uticaj zavarenog spoja na čvrstoću konstrukcije.....	8
2.3 Naponi u zidu cevi	9
2.4 Tehnologija izrade zavarenih cevi	10
2.4.1 Postupak visokofrekventnog kontaktnog zavarivanja.....	11
2.4.2 Kontrola kvaliteta zavarenih spojeva u procesu proizvodnje.....	14
2.5 Greške u proizvodnji zavarenih cevi.....	15
2.6 Vrste i uzroci otkaza cevi u eksploataciji.....	18
2.7 Mere preventive oštećenja i produženja veka zavarenih cevi u naftnoj industriji.....	19
3. Razvoj i primena mehanike loma.....	22
3.1. Linearno elastična mehanika loma (LEML).....	25
3.1.1. Problem krtog loma i energetski kriterijum nestabilnog rasta prsline.....	28
3.1.2. Faktor intenziteta napona K	29
3.1.2.1. Osnovni oblici razvoja prsline i obrazovanja površine preloma.....	30
3.1.2.2. Naponsko stanje u okolini vrha prsline.....	32
3.1.3 Kritična vrednost faktora intenziteta napona K_{Ic} (žilavost loma).....	36
3.1.4 Značaj energetskog kriterijuma.....	40
3.2. Elasto-plastična mehanika loma (EPML).....	40
3.2.1. Plastičnost vrha prsline.....	41
3.2.2. Otvaranje vrha prsline (CTOD).....	43
3.2.3. J integral.....	45
3.3. Parametri mehanike loma u proceni integriteta konstrukcije.....	52
3.3.1. Primena linearno elastične mehanike loma.....	54
3.3.1.1. Primena principa procurivanja pre loma na projektovanje.....	55
3.3.2. Primena elasto-plastične mehanike loma-CTOD.....	56
3.3.2.1. Dijagram analize loma.....	56
4. Zamorni vek konstrukcije.....	59
4.1 Konstrukcija u uslovima dinamičkog opterećenja.....	61
4.2 Osnovni koncepti projektovanja u odnosu na zamor materijala.....	64

4.3. Strukturalna analiza i spektar opterećenja.....	68
4.4. Procena radnog veka konstrukcije pomoću brzine rasta zamorne prsline u strukturi...69	
4.4.1 Osnovni koncept rasta zamorne prsline.....	69
4.4.2 Određivanje brzine rasta prsline.....	72
4.4.3. Jednačine brzine rasta prsline.....	76
4.4.4. Rast prsline u strukturi pri konstantnoj i promenljivoj amplitudi naprezanja....	80
4.4.5 Određivanje veličine inicijalne prsline i njenog daljeg rasta.....	89
4.4.6 Određivanje preostalog veka konstrukcije sa greškom tipa prsline.....	92
4.4.7 Parametri koji utiču na rast prsline usled zamora.....	93
5. Proširena metoda konačnih elemenata (PMKE).....	99
5.1. Primena proširene metoda konačnih elemenata (PMKE) u analizi rasta zamorne prsline	102
5.1.1. Osnovne karakteristike proširene metode konačnih elemenata.....	102
5.1.2. Funkcije poboljšanja.....	104
5.1.3. Određivanje tipa čvora mreže pomoću level set (LS) metode.....	107
5.2.Određivanje faktora intenziteta napona pomoću PMKE.....	111
5.3. Određivanje pravca rasta prsline.....	113
5.4. Ekvivalentni faktor intenziteta napona.....	114
5.5. Brzina rasta zamorne prsline.....	115
6. Procena preostalog zamornog veka cevi od čelika API J55 eksperimentalnim i analitičkim metodama.....	116
6.1 Eksperimentalna ispitivanja	117
6.1.1. Ispitivanje zatezanjem.....	117
6.1.2. Eksperimentalno određivanje trajne dinamičke čvrstoće.....	118
6.1.3. Ispitivanje otpornosti prema nastanku i rastu prsline osnovnog materijala i zavarenog spoja cevi od API J55.....	120
6.1.4. Eksperimentalno određivanje parametara rasta zamorne prsline.....	122
6.2. Procena zamornog veka cevi sa aksijalnom površinskom prslinom pomoću Parisove jednačine.....	126
7. Proširena metoda konačnih elemenata (PMKE) u proceni zamornog veka cevi sa aksijalnom površinskom prslinom.....	131
7.1. Proširena metoda konačnih elemenata (PMKE) u 3D simulaciji rasta prsline na standardnoj Šarpi epruveti	132

7.2. Proširena metoda konačnih elemenata (PMKE) u određivanju FIN na cevi sa aksijalnom površinskom prslinom	142
8. Zaključak.....	168
9. Literatura.....	170

1. UVOD

Pojava loma usled zamora materijala je dobro poznat fenomen. Praćena je još u 19. veku, od kada i potiču prva njena razmatranja. Jedno od prvih inženjerskih istraživanja od značaja kad je u pitanju zamor, izveo je August Veler (*Wöhler*). On je primetio da primena jednog ciklusa opterećenja koje je daleko ispod statičke čvrstoće strukture uopšte ne utiče na njeno oštećenje, ali ako se pak to opterećenje ponovi mnogo puta, može da dovede do potpunog loma. Međutim, tada je zamor još uvek bio misterija jer se oštećenja koja prouzrokuje nisu mogla videti dok nije došlo do loma. Danas znamo da promenljivo opterećenje može da pokrene mehanizam zamora u materijalu, i to polazeći od mikroprrsline, formiranja makroprrsline, njenog rasta do kritične veličine i na kraju do konačnog loma konstrukcije. Istorija inženjerske konstrukcije obeležena je brojnim lomovima usled zamora materijala kod mašina, vozila, zavarenih spojeva, letelica i slično, a neretko, ovi lomovi mogu dovesti i do katastrofalnog ishoda. Kako je problem zamora očigledno veoma ozbiljan, posvećen mu je veliki broj istraživanja i stečena su mnoga znanja kad je u pitanju zamor konstrukcije, mehanizam zamora u materijalu, a samim tim i nastanak i rast prsline u konstrukciji, kao i mogućnosti kontrolisanja ovih pojava.

Opšti uslov za postizanje optimalne cene i težine konstrukcije upućuje konstruktora na izbor materijala boljih mehaničkih karakteristika i manje specifične težine. Za dobar izbor materijala sve merljive karakteristike moraju biti poznate kako bi se predvidelo ponašanje materijala u očekivanim uslovima eksploatacije. Osnovne karakteristike materijala koje odgovaraju vrsti i vremenu njegove primene, kao i uslovi ispitivanja, definisani su odgovarajućim standardima. Usvajanjem materijala većeg napona tečenja, odnosno veće zatezne čvrstoće, dobijaju se manje dimenzije dela. Pri tom je od značaja i odnos napona tečenja i zatezne čvrstoće; što je on bliži jedinici, to je u dijagramu zatezanja manje područje plastične deformacije. Ovo daje znatno kraći vremenski period za reagovanje ukoliko dođe pojave prsline u materijalu. Primena metala visoke čvrstoće i relativno visoke vrednosti napona tečenja u inženjerskoj praksi može biti praćena neočekivanim pojavama loma.

Efikasnost projektovanja i ekonomičnost uslovljavaju da komponenta radi pri visokim statičkim i dinamičkim naponima, pa je najveća briga projektanta otpornost

prema zamornom lomu, najčešćem obliku loma u eksploataciji. Kako se lomovi u eksploataciji mašinskih konstrukcija javljaju i pored ispunjenih strogih zahteva u pogledu sigurnosti, mora se zaključiti da princip konstruisanja na osnovu dopuštenog napona i stepena sigurnosti nije dovoljno pouzdan. Zbog toga se sve veća pažnja posvećuje proučavanju procesa razvoja deformacija i procesa početka i razvoja loma u različitim uslovima. Treba imati u vidu da u realnim materijalima mogu postojati početne deformacije i mesta prekida homogenosti materijala i pre dejstva opterećenja. Prekid homogenosti može biti posledica različitih poremećaja strukture materijala, kao što su uključci, nečistoće, pore i dislokacije. Svi ovi poremećaji strukture su moguća mesta nastanka prslina i početka loma.

Dosadašnja iskustva dobijena ispitivanjem konstrukcija radnim opterećenjima su pokazala da se tokom najvećeg dela veka konstrukcije prslina razvija, dok je vreme nastanka prsline kratko. Prsline se pojavljuju u procesu proizvodnje oko bušenih otvora, delova povećane hrapavosti izazvane obradom, oznaka unetih alatom. Vek konstrukcije se određuje prema vremenu razvoja prsline, ne uzimajući u obzir vreme potrebno za njeno stvaranje.

Cevovodi kao oprema pod pritiskom moraju biti konstruisani i izrađeni tako da garantuju sigurnost i bezbednost u eksploataciji. Iz tog razloga razvijeni su brojni standardi koji su uvedeni kao obavezni, a odnose se na izbor materijala, konstruisanje, izradu i ispitivanje u skladu sa namenom objekta i opasnošću po okolinu u slučaju otkaza. I pored svih preduzetih mera, dolazi do otkaza ovih sistema u eksploataciji. Ako u eksploataciji zavarenih cevi dođe do degradacije osnovnog materijala (pad čvrstoće) i pogoršanja homogenosti zavarenih spojeva (prslina i druge greške), tada je, uz iste uslove eksploatacije, veća verovatnoća smanjenja pouzdanosti i pojave otkaza. Mogući otkazi zavarenih cevi u eksploataciji su: elastične deformacije cevi, gubitak stabilnosti cevovoda, trajne deformacije, žilavi lom, krti lom, trošenje (abrazija, erozija, kavitacija), lom usled korozionog zamora.

Otkazi usled loma cevi u naftnim i gasnim bušotinama ili cevovodima u transportnim sistemima, nastali kao posledica neotkrivenih grešaka u toku izrade, grešaka nastalih u toku procesa eksploatacije, ili usled uslova eksploatacije, imaju veliki uticaj na pouzdanost i bezbednost u radu. Pored toga, ovi su otkazi od značaja i kad je u pitanju ekološki aspekt jer materije koje transportuju, ukoliko dodje do njihovog izlivanja, utiču na kvalitet zemlje, vode i vazduha. Uzroci otkaza zavarenih cevi u naftnoj industriji mogu se naći u pogrešanom izboru materijala i tehnologije zavarivanja, odstupanju od

predviđenih svojstava materijala i zavarenih spojeva, pogrešnoj metodi proračuna cevi (cevovoda) i odstupanju od predviđenih uslova eksploatacije (opterećenje, temperatura, radni medijum).

Zavarene cevi pod pritiskom mogu biti vrlo osjetljive na prsline i njihov stabilni ili nestabilni rast. Prsline u zavarenim cevima često nastaju iz početnih grešaka u zavarenom spoju, mada se greške mogu pojaviti i u osnovnom materijalu. Zato je kod cevovoda u naftnoj industriji, koji su pod dejstvom različitih opterećenja (spoljašnjih i unutrašnjih pritisaka, aksijalnih sila, temperatura, itd), veoma važno odrediti uticaj nastanka i stabilnog rasta prsline na njihov integritet.

Istraživanja u okviru ove teze imala su za cilj da utvrde ponašanje u slučaju oštećenja usled zamora zavarenih cevi izrađenih od čelika API J55. Ovaj materijal zadovoljava sve uslove propisane standardom API. Međutim, ugljenični i niskolegirani čelici, uključujući i J55, podložni su opštoj i tačkastoj koroziji, odnosno naponskoj koroziji, što ih čini posebno osjetljivim na nastanak i rast zamorne prsline, i iz tog razloga zahtevaju detaljna istraživanja njihove otpornosti na zamorni lom i procenu integriteta u navedenim radnim ulovima. Kako je već pomenuto, zavarene cevi u naftnim i gasnim bušotinama spadaju u visoko odgovorne konstrukcije, te je iz tog razloga bitno poznavati otpornost na lom (preostalu čvrstoću) cevi ili cevovoda u eksploataciji kada postoji prslina ili neko drugo oštećenje koje može da dovede do njihovog otkaza.

Primenom parametara mehanike loma, dobijenih na osnovu eksperimentalnih istraživanja, izvršena je procena preostalog veka zaštitnih zavarenih cevi sa spoljašnjom aksijalnom površinskom prslinom, izrađenih od API J55 čelika. Analiziran je istovremeno uticaj opsega napona i vrednosti spoljašnjeg aksijalnog oštećenja na preostali zamorni vek. Primenom proširene metode konačnih elemenata - PMKE (*Extended Finite Element Method - XFEM*) kao jedne od novih tehnika proračuna u domenu modeliranja rasta prsline u strukturi, koja je nastala kao rezultat brojnih istraživanja u poslednjih desetak godina, urađena simulacija rasta prsline na geometriji tipa cevi sa površinskom aksijalnom prslinom za materijal API J55. Ova tehnika omogućava predstavljanje diskontinuiteta nezavisno od mreže konačnih elemenata i to koristeći funkcije poboljšanja kao sredstvo prikazivanja svih diskontinualnih ponašanja promenljivih polja, kao što su pomeranja duž prsline ili naponi na dodirima različitih materijala. Dobijeni rezultati pokazuju efikasnost PMKE u simulaciji rasta zamorne prsline na geometriji tipa cevi.

Kako je prikazano, problem procene integriteta i otpornosti prema zamornom lomu zavarenih cevi izrađenih od čelika povišene čvrstoće, može se analizirati interdisciplinarnim pristupom koji podrazumeva znanje iz oblasti kao što su mašinstvo, inženjerstvo materijala, mehanika loma i proširena metoda konačnih elemenata.

2. OSNOVNE KARAKTERISTIKE ZAVARENIH CEVI OD ČELIKA POVIŠENE ČVRSTOĆE

Zavarene cevi su još od polovine prošlog veka najekonomičniji i najbezbedniji način u eksploataciji ili transportu nafte ili gasa i njihova upotreba je u stalnom porastu. Međutim, povećanjem broja ovih eksploatacionih sistema povećava se i broj havarija koje se dešavaju. Otkazi zavarenih cevi nastali kao posledica neotkrivenih grešaka u njihovoj izradi ili usled oštećenja u toku rada, pored uticaja na pouzdanost i bezbednost u radu imaju i ekološki uticaji na okolinu.

Neispravnost zaštitnih zavarenih cevi najčešće je u vezi sa neadekvatnim izborom osnovnog materijala i tehnologije izrade cevi, sa agresivnim uslovima u kojima one rade, rukovanjem ovim cevima i promenljivim radnim opterećenjima koja podnose u toku eksploatacionog perioda. Čelične cevi u naftnim, gasnim bušotinama i transportnim sistemima su kontinuirano izložene procesu korozije potpomognutom povišenim temperaturama i pritiscima, koji vladaju u cevi. Korozija može da dovede do značajnog smanjenja mehaničkih osobina čelika i zavarenog spoja što može pod nepovoljnim uslovima predstavljati uvod u lom cevi i to brže, ukoliko su naprezanja veća.

Zamor materijala i krti lom su, pored korozije, najčešći uzroci degradacije materijala zavarenih cevi. Ove pojave najčešće nastaju zbog grešaka u projektovanju i konstruisanju, proizvodnji i montaži, kao i usled nepredviđenih uslova u eksploataciji. Otkrivanje i praćenje ovakvih grešaka pruža uvid u stanje oštećenja, a to direktno utiče na smanjenje broja havarija, planiranje zastoja bušotina i time na ukupno smanjenje troškova.

2.1. Čelici za cevovode u naftnoj industriji

Funkcionalnost i sigurnost u eksploataciji su dva bitna zahteva za uspešnu konstrukciju, pa se danas uz zahtev čvrstoće pri projektovanju mora razmotriti i opasnost od loma, koja je u velikoj meri zavisna od osobina zavarenih spojeva. Lokalne osobine zavarenih spojeva i opasnost od postojećih grešaka predstavljaju dva osnovna faktora za sigurnost konstrukcije. Zbog toga je bitno da zavarljivost izabranog materijala za izradu konstrukcije bude dobra, kako bi se dobili spojevi pogodnih osobina sa malim izgledima

za pojavu grešaka. Čelici za cevovode moraju imati odgovarajuću čvrstoću, duktilnost, udarnu žilavost, a za specijalne primene, otpornost prema koroziji i oksidaciji, te otpornost prema deformaciji puzanjem pri povišenoj radnoj temperaturi. Različiti legirajući elementi se dodaju da se ostvare različita zahtevana svojstva. Zbog toga je za rad u složenim uslovima idealno da se izabere sastav koji daje optimalnu kombinaciju svojstava za određenu namenu. Pri tome mora biti uzeta u obzir i cena, a izbor čelika treba usmeriti na najjeftinije rešenje sa odgovarajućim svojstvima.

U novije vreme značajno se proširio izbor materijala za opremu u eksploataciji nafte i gasa. U upotrebi su ugljenični, niskolegirani, legirani i visokolegirani čelici, kao i neželjezne legure. Danas se u svetu, kad je u pitanju proizvodnja cevi za naftnu industriju, najviše koriste norme Američkog Naftnog Instituta (*American Petroleum Institute, API*). Ovim normama standardizovani su kvalitet čelika, dužina cevi, prečnik i debljina zida, spojnice i navoji. Standard API 5CT [1] određuje zahteve za kvalitet cevi klase: H40, J55, K55, N80, M65, L80, C90, C95, T95, P110, Q125. Još jedan od uslova pri izboru čelika za izradu cevi za rad u sredinama sa vodonik-sulfidom (H_2S) je tvrdoća. Prema API, ona kod ugljeničnih i niskolegiranih čelika, ne sme da prelazi 22-23 HRC, a dodatni uslov je da sadrže manje od 1% Ni. Ugljenični čelici H40, J55, C95 i L80 termičkom obradom postižu vrlo nisku tvrdoću, što je veoma povoljno kad je u pitanju koroziono uticaj vodonik-sulfida. Hemijski sastav čelika definisanih standardom API 5CT prikazan je u Tabeli 2.1, a mehaničke karakteristike u Tabeli 2.2.

Tabela 2.1. Hemijski sastav čelika definisanih standardom API 5CT, mas %

Grupa	Kvalitet	Tip	C		Mn		Mo		Cr		Ni	Cu	P	S	Si
			min	max	min	max	min	max	min	max	max	max	max	max	max
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1	H40	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
	J55	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
	K55	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
	N80	1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
	N80	Q	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
2	M65	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
	L80	1	-	0,43	-	1,90	-	-	-	-	0,25	0,35	0,030	0,030	0,45
	L80	9Cr	-	0,15	0,30	0,60	0,90	1,10	8,00	10,0	0,50	0,25	0,020	0,010	1,00
	L80	13Cr	0,15	0,22	0,25	1,00	-	-	12,0	14,0	0,50	0,25	0,020	0,010	1,00
	C90	1	-	0,35	-	1,00	0,25	0,75	-	1,20	0,99	-	0,020	0,010	-

	C90	2	-	0,50	-	1,90	-	NL	-	NL	0,99	-	0,030	0,010	-
	C95	-	-	0,45	-	1,90	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	0,45
	T95	1	-	0,35	-	1,20	0,25	0,85	0,40	1,50	0,99	-	0,020	0,010	-
	T95	2	-	0,50	-	1,90	-	-	-	-	0,99	-	0,030	0,010	-
3	P110	e	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,030	0,030	-
4	Q125	1	-	0,35	-	1,00	-	0,75	-	1,20	0,99	-	0,020	0,010	-
	Q125	2	-	0,35	-	1,00	-	NL	-	NL	0,99	-	0,020	0,020	-
	Q125	3	-	0,50	-	1,90	-	NL	-	NL	0,99	-	0,030	0,010	-
	Q125	4	-	0,50	-	1,90	-	NL	-	NL	0,99	-	0,030	0,020	-

Tabela 2.2. Mehaničke karakteristike čelika definisanih standardom API 5CT

Grupa	Kvalitet	Tip	Ukupno izduženje %	Napon tečenja MPa		Zatezna čvrstoća MPa	Tvrdća		Preporučena debljina zida mm
				min	max		HRC	HBW/HBS	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	H40	-	0,5	276	552	414	-	-	-
	J55	-	0,5	379	552	517	-	-	-
	K55	-	0,5	379	552	655	-	-	-
	N80	1	0,5	552	758	689	-	-	-
	N80	Q	0,5	552	758	689	-	-	-
2	M65	-	0,5	448	586	586	22	235	-
	L80	1	0,5	552	655	655	23	241	-
	L80	9Cr	0,5	552	655	655	23	241	-
	L80	13Cr	0,5	552	655	655	23	241	-
	C90	li2	0,5	621	724	689	25,4	255	<12,70
	C90	li2	0,5	621	724	689	25,4	255	12,71 ÷ 19,04
	C90	li2	0,5	621	724	689	25,4	255	19,05 ÷ 25,39
	C90	li2	0,5	621	724	689	25,4	255	>25,40
	C95	-	0,5	655	758	724	-	-	-
	T95	li2	0,5	655	758	724	25,4	255	<12,70
	T95	li2	0,5	655	758	724	25,4	255	12,71 ÷ 19,04
	T95	li2	0,5	655	758	724	25,4	255	19,05 ÷ 25,39
	T95	li2	0,5	655	758	724	25,4	255	>25,40
3	P110	-	0,6	758	965	862	-	-	-
4	Q125	All	0,65	862	1034	931	2)	-	<12,70

	Q125	AII	0,65	862	1034	931	2)	-	12,71 ÷ 19,04
	Q125	AII	0,65	862	1034	931	2)	-	>19,05

Pored navedenih čelika definisanih standardom API 5CT, koriste se i čelici prema NACE standardu, koji su dobijeni razvojem novih metalurških postupaka, pri čemu se obezbeđuje povećanje zatezne čvrstoće, prihvatljive vrednosti tvrdoće i povećana otpornost na naponsku koroziju. Upotreba ugljeničnih i niskolegiranih čelika u eksploataciji nafte i gasa, uz prisustvo ugljen-dioksida i hlorida zahteva inhibiranje, [2].

Predmet istraživanja u ovom radu su zavarene cevi od čelika API J55 koji spada u grupu čelika definisanih standardom API 5CT i u zavisnosti od hemijskog sastava može biti ugljenični ili niskolegirani. Termičkom obradom ovaj čelik postiže odgovarajuću nisku tvrdoću. Međutim, kako je već istaknuto, ovi čelici su podložni opštoj, tačkastoj i naponskoj koroziji što ih čini osetljivim i na nastanak i rast zamorne prsline, te zahtevaju istraživanja otpornosti na zamorni lom i procenu integriteta u navedenim radnim ulovima.

2.2 Uticaj zavarenog spoja na čvrstoću konstrukcije

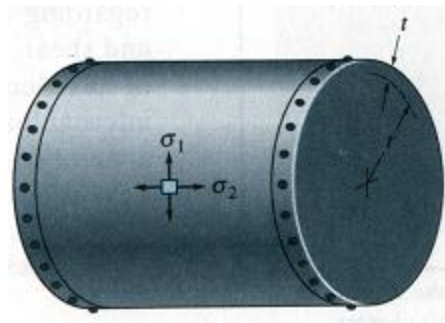
Već je rečeno da se danas uz zahtev čvrstoće pri projektovanju mora razmotriti i opasnost od loma, koja je u velikoj meri zavisna od osobina zavarenih spojeva. Međutim, standardizovana pravila projektovanja ne uzimaju posebno u razmatranje uticaj zavarenog spoja na čvrstoću konstrukcije, jer se materijali uglavnom biraju na osnovu njihove čvrstoće, sa osnovnom pretpostavkom pri projektovanju, da će u sistemu doći samo do elastičnih deformacija. Realno to baš i nije tako, jer u zavarenim spojevima dolazi do lokalne koncentracije napona koja je uzrokovana prisustvom slučajnih grešaka, kao posledice procesa zavarivanja. Tako u stvari, opasnost od loma konstrukcije zavisi od karakteristika materijala u okolini područja koncentracije naprežanja. Kad se uzme ovo u obzir, jasno je da lokalne osobine zavarenih spojeva, uključujući i opasnost od postojećih grešaka, predstavljaju dva osnovna faktora za sigurnost konstrukcije. Zavareni spojevi dobrih osobina, sa malim izgledima za pojavu grešaka, mogu se ostvariti samo uz dobru zavarljivost izabranog materijala za izradu konstrukcije. Uzimajući ovo u obzir, očigledna je potreba da se poznaju svojstva različitih vrsta čelika, uključujući njihovu zavarljivost, kao i svojstva dobijenih zavarenih spojeva. Treba znati različite okolnosti u kojima mogu nastati greške metalurškog porekla i način da se takve greške izbegnu, kontrolom sastava

čelika i postupka zavarivanja. Pri tome treba razmotriti i moguće probleme u eksploataciji, kao što su prekomerna deformacija, krti lom, zamor, puzanje i korozija, [2].

2.3 Naponi u zidu cevi

Kada je cilindrična posuda sa tankim zidom izložena unutrašnjem pritisku, taj pritisak stvara napone u materijalu. Napon u materijalu koji je rezultat tog pritiska je u funkciji, kako veličine tog pritiska, tako i poluprečnika i oblika posude.

Najuobičajeniji metod analize naponskog stanja u zidu posude pod pritiskom je da cilindrična posuda pod pritiskom (poluprečnika R i debljine t , gde je $t \ll R$) može da se tretira kao tanka ploča (sa krivinom), pod dejstvom zateznih napona (obimnih i aksijalnih), u uslovima ravnog stanja napona, [3]. Pri tom su uzete sledeće pretpostavke u obzir: materijal je linearno-elastičan, izotropan i homogen, raspodela napona po debljini zida je uniformna i radni fluid ima zanemarljivu težinu. Na elementu koji je izdvojen iz posude, javljaju se dva tipa normalnih napona: obimni σ_1 i aksijalni σ_2 , kao na Slici 2.1:



Slika 2.1 Naponi u zidu posude pod pritiskom u obimnom i aksijalnom pravcu

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{pR}{t} \text{ i} \\ \sigma_2 &= \frac{pR}{2t} \end{aligned} \quad (1.1)$$

Kako je napon u obimnom pravcu σ_1 dvostruko veći od napona u aksijalnom σ_2 , pri proizvodnji cilindričnih posuda pod pritiskom uzdužnim zavarivanjem, mora se voditi računa da uzdužni spojevi nose dvostruko veće opterećenje nego obimni spojevi. Takođe,

uticaj prslina ili drugih grešaka koje se protežu u aksijalnom pravcu znatno je izraženiji na otpornost prema zamornom lomu, nego uticaj onih koje se pružaju u obimnom pravcu.

2.4 Tehnologija izrade zavarenih cevi

Proces konstruisanja šavnih cevi svodi se prvenstveno na izbor čelika, dimenzija i načina proizvodnje šavnih cevi. Ovi parametri su u uskoj vezi sa funkcijom cevi kao konstrukcijske celine u određenim uslovima eksploatacije i za predviđeni vek trajanja.

Kvalitet zavarenih spojeva u procesu proizvodnje šavnih cevi definiše se karakteristikama koje cevi moraju posedovati da bi zadovoljile određene zahteve, što se postiže izborom odgovarajućih postupaka i parametara zavarivanja, sprovođenjem programa kontrole svih tehnoloških operacija u njihovoj izradi, i mehaničkim i tehnološkim ispitivanjima otpornosti i deformacije osnovnog materijala i zavarenih spojeva cevi, [4].

Šavne cevi izrađene od čelika povišene čvrstoće, namenjene za naftovode, gasovode i bušotine, mogu biti spiralno zavarene postupkom zavarivanja pod praškom (EPP), i uzdužno zavarene visokofrekventnim postupkom zavarivanja (VF), [4].

Savremene tehnologije omogućavaju kontinuiranu proizvodnju cevi sa spiralnim i uzdužnim šavom, pri čemu je osnovna težnja da se ostvari brzina zavarivanja jednaka brzini formiranja cevi. Mašine za kontinuiranu proizvodnju spiralno zavarenih cevi uglavnom su projektovane za automatsko zavarivanje pod praškom (EPP), a mašine za poluautomatsku i automatsku proizvodnju uzdužno zavarenih cevi, za visokofrekventno kontaktno zavarivanje (VF) i indukciono zavarivanje.

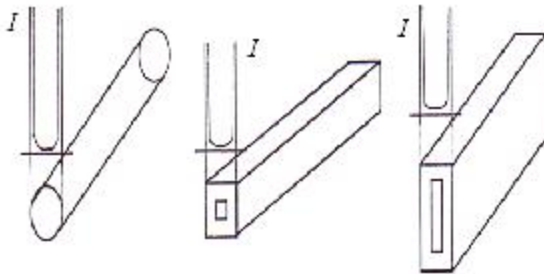
Kako su u radu ramatrane uzdužno zavarene cevi od čelika J55 izrađene VF postupkom, bliže će biti objašnjen ovaj postupak.

2.4.1. Postupak visokofrekventnog kontaktnog zavarivanja

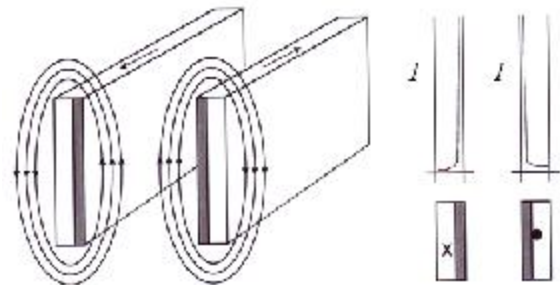
Osnovni parametri visokofrekventnog postupka zavarivanja su raspodela vremenski promenljive struje, jačina struje - unesena energija, brzina zavarivanja i pritisak valjaka. Primenom visokofrekventne struje za zavarivanje, brzina oblikovanja u uređajima za kontinualnu proizvodnju uzdužno zavarenih cevi dostiže 50 m/min.

Ostvarivanje velikih brzina zavarivanja, uz zadovoljenje sve strožijih zahteva za kvalitet šavnih cevi, moguće je jedino ako se uzmu u obzir svi uticajni faktori, počev od kvaliteta osnovnog materijala, do fine regulacije režima zavarivanja, [4].

Princip ovakvog postupka zavarivanja zasnovan je na fizičkim pojavama vezanim za vremenski promenljivu struju poznatim kao površinski efekat i efekat blizine. U provodniku u kome teče, vremenski konstantna struja se raspoređuje po celoj zapremini. Kod cilindričnog provodnika konstantnog preseka takva struja je raspoređena ravnomerno po preseku provodnika. Vremenski promenljiva struja nema tu osobinu, gustina joj je najveća uz površinu provodnika. Ako je frekvencija struje visoka, struja postoji praktično samo u vrlo tankom sloju uz površinu provodnika. Pojava neravnomerne raspodele vremenski promenljive struje u provodnicima dobila je naziv površinski efekat (Slika 2.2). Tendencija visokofrekventne struje da se u paru provodnika kroz koje protiče u suprotnim smerovima koncentriše u delovima površine provodnika koji su najbliži jedan drugom, naziva se efekat blizine (Slika 2.3b). Fizička pojava koja stoji iza efekta blizine oslanja se na činjenicu da je magnetno polje oko provodnika kroz koje struja protiče u suprotnim smerovima više koncentrisano u uzanom prostoru između njih, nego van njih (Slika 2.3a). Zbog toga se gustina struje i apsorpcija energije povećavaju kada su provodnici bliži jedan drugom. Efekat blizine je jači kada su strane koje su okrenute jedna prema drugoj šire.



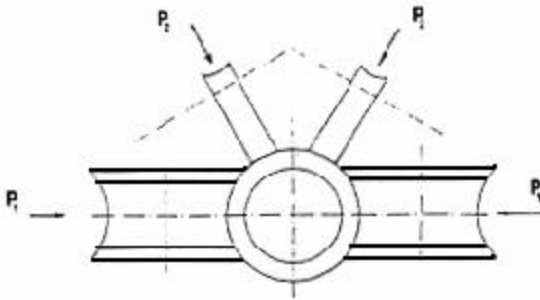
Slika 2.2 Raspodela struje visoke učestanosti kroz izolovane provodnike različitog oblika



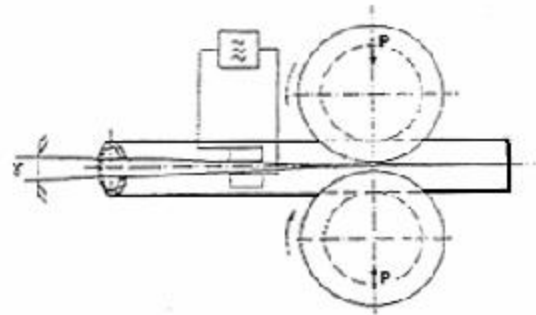
Slika 2.3 Shema magnetnog polja između provodnika (a) i efekat blizine u pravougaonim provodnicima (b) [4]

Nakon formiranja u uređaju za kontinualno oblikovanje, cev ulazi u zavarivački sklop (Slika 2.4), gde se stranice formirane cevi približavaju pod uglom γ (Slika 2.5) zagrevaju i pritiskom spajaju. Značajna uloga zavarivačkog sklopa je u sprečavanju pojave toplih prslina obezbeđenjem što manjih zaostalih napona u zavarenoj cevi, što se postiže

kalibracijom valjaka za pravilan kontakt stranica cevi. Struja visoke frekvencije dovodi se na ivice trake uz pomoć kliznih kontakata (od bakra ili legure bakra i volframa) smeštenih neposredno ispred mesta zavarivanja, i protiče između kontakata duž ivica otvora koji formiraju krajevi trake. Na Slici 2.6 prikazani su primeri pripreme ivica žljeba.

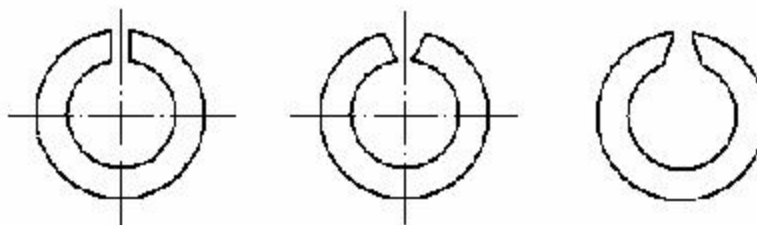


Slika 2.4. Shema zavarivačkog sklopa



Slika 2.5. Shema konduktivnog zagrevanja

Kod paralelnih stranica žljeba dolazi do podjednakog zagrevanja spoljašnje i unutrašnje površine cevi. Kada su bliže spoljašnje ivice, zagrevanje je jače na spoljašnjoj površini cevi, Slika 2.6c. Tada je unutrašnje nadvišenje šava manje i ovaj slučaj se preporučuje kada je obavezno skidanje ovog nadvišenja. Istiskivanje zagrejanog materijala treba da je što manje, posebno sa unutrašnje strane cevi. Proces istiskivanja uslovljen je načinom tečenja materijala i početnog kontakta stranica, a na njegovu veličinu značajan uticaj ima režim zavarivanja, veličina debljine zida cevi i vrsta osnovnog materijala.



Slika 2.6 Primeri priprema ivica žljeba

Brzina zavarivanja utiče na plastične deformacije, pritisak na stranicama cevi, debljinu oksidnog sloja na zagrejanim površinama i istiskivanje materijala. Posledica veće brzine zavarivanja su manje plastične deformacije, manji pritisak na stranicama cevi pre završetka formiranja zavarenog spoja, manja oksidacija zagrejanih površina, manje

istiskivanje materijala i manja zona uticaja toplote (ZUT), jer je kraće vreme rasprostiranja toplote po dubini stranica. Prema tome, za dobijanje kvalitetnog zavarenog spoja potrebna je što veća brzina zavarivanja. Međutim, brzina zavarivanja iznad kritične vrednosti izaziva tople prsline. Pri izboru brzine zavarivanja neophodno je uzeti u obzir i karakteristike osnovnog materijala, tolerancije širine i debljine ulazne trake.

Brzina hlađenja zavarenog spoja može da se podesi promenom zapremine zagrejanog materijala, odnosno izborom struje zavarivanja prema veličini cevi. Brzina hlađenja ili vreme zadržavanja strukture u određenom temperaturnom intervalu bitno utiču na strukturu metala šava (MŠ) i zonu uticaja toplote (ZUT). Za dobijanje kvalitetnog zavarenog spoja potrebno je međusobno usklađivanje temperature zavarivanja, pritiska i vremena zavarivanja, [5,6,7].

Kod proizvodnji cevi za odgovorne namene, obavezno je skidanje unutrašnjeg nadvišenja šava. Kvalitet obrade nadvišenja kao i kvalitet šava kontroliše se ultrazvučnim uređajem. Posle zavarivanja i skidanja istisnutog materijala, prolazom ispod grejača sledi termička obrada normalizacijom zavarenog spoja, kojom se obezbeđuje sitnozrna struktura spoja i time dobre vrednosti žilavosti. Termička obrada naponsko žarenje je neophodna zbog zaostalih napona nastalih usled velikih brzina savijanja trake u fazi formiranja cevi.

Oprema za termičku obradu sastoji se od 6 induktora za zagrevanje, koji kada su uključeni svi, prva dva zagrevaju cev do temperatura vrednosti $900 - 950^{\circ}\text{C}$, dok ostali održavaju željenu temperaturu.

Uređaj za kalibraciju sastoji se od 4 para kalibrisanih valjaka. Redukcija se obavlja na prva dva, dok druga dva služe za ispravljanje i smanjivanje ovalnosti cevi.

Dalje slede završne operacije: rezanje cevi na određenu dužinu, ispitivanje hidrostatičkim pritiskom, kontrolisanje magnetoskopskom metodom ispitivanja i završna kontrola cevi.

2.4.2 Kontrola kvaliteta zavarenih spojeva u procesu proizvodnje

Na kvalitet zavarenih spojeva utiču mnogi faktori koji delujući kao sistemski ili slučajni, a mogu dovesti do nižeg ili neodgovarajućeg kvaliteta zavarenih spojeva, pri čemu se pod nižim, odnosno neodgovarajućim kvalitetom, podrazumeva prisustvo jednog ili većeg broja odstupanja.

Obezbeđenje kvaliteta zavarenih spojeva u procesu proizvodnje šavnih cevi postiže se sprovođenjem programa kontrole svih tehnoloških operacija u izradi svake cevi, [6]. Na osnovu norme API 5CT specifikacije urađeni su program i planovi kontrole, [1].

Programom kontrole predviđeno je:

- Kontrole osnovnog i dodatnog materijala,
- Kontrole svake tehnološke operacije u procesu proizvodnje: kontrola šava, kontrola osnovnog materijala, kontrola prečnika cevi, kontrola denivelacije, kontrola ovalnosti cevi, kontrola pravosti cevi, podešavanje manometra i vremenskog releja, kontrola procurenja na cevima, kontrola uređaja za manetoskopsko ispitivanje pre puštanja u rad, baždarenje uređaja za magnetoskopsko ispitivanje
- Kontrole ispravnosti uređaja za varivanja,
- Stalne kontrole parametara zavarivanja,
- Završne kontrole: kontrola šava, kontrola osnovnog materijala, kontrola obrade krajeva cevi, kontrola prečnika, denivelacije, debljine zida i dužine cevi, kontrola pravosti i ovalnosti cevi, kontrola nadvišenja šava, ispitivanje cevi hidrostatičkim pritiskom, ispitivanje cevi metodama bez razaranja.

Svaka formirana cev ima svoj kontrolni list u koji se unose podaci dobijeni ispitivanjem i na osnovu tih podataka donosi se odluka o prijemu ili odbacivanju proizvedene cevi. Značajno mesto u kontroli i upravljanju kvalitetom proizvodnje imaju IBR metode kontrole. Svaka cev se podvrgava kontinualnom automatizovanom ultrazvučnom ispitivanju, a sva mesta koja se označe kao sumnjiva prozračuju se u posebnim komorama za ispitivanje rentgenom, [8].

Značajan uticaj na kvalitet zavarenih cevi ima i kvalitet osnovnog materijala u stanju isporuke (struktura toplovaljanih traka za izradu cevi), kao i operacije pre zavarivanja (podužno rasecanje trake, oblikovanje cevi).

Razvojem metoda ispitivanja bez razaranja (IBR) povećale su se mogućnosti za utvrđivanje nehomogenosti ili diskontinuiteta (unutrašnjih i površinskih grešaka). Međutim, nije retka pojava da, i pored izvršenih ispitivanja zavarenih spojeva metodama bez razaranja, u eksploataciju budu puštene zavarena cev sa greškom.

Sistemi upravljanja kvalitetom mogu raditi samo na bazi sistematske analize statističkih rezultata o kvalitetu zavarenih spojeva. Poznavanje karakteristika raspodela

grešaka u zavarenim spojevima, uzroka njihovog nastajanja i stepena njihovog uticaja na radnu sposobnost dozvoljava mogućnost regulisanja tehnologije izrade, određivanje obima i tačnosti kontrole, kao i mogućnost diferencijalnog prilaza ka normama dozvoljenih grešaka u zavarenom spoju, [9].

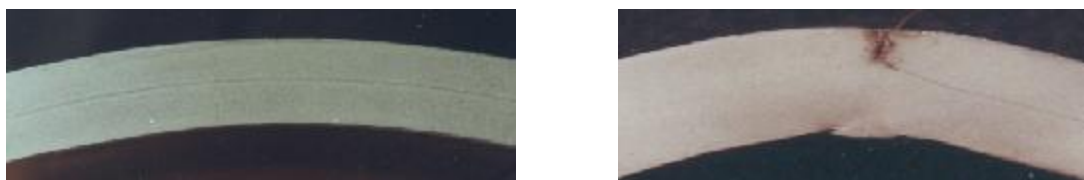
Uzroci nastajanja grešaka u zavarenim spojevima u proizvodnom procesu izrade uzdužno zavarenih cevi uglavnom su poznati. Svaka tehnologija za određeni osnovni materijal ima svoje karakteristične greške i uzroke njihovog nastajanja.

2.5 Greške u proizvodnji zavarenih cevi

Kod cevovoda u naftnoj industriji koji su pod dejstvom različitih opterećenja (spoljašnjih i unutrašnjih pritisaka, aksijalnih sila, itd) i temperatura, veoma je važno odrediti uticaj nastanka i stabilnog rasta prsline (kod žilavih materijala) na integritet zavarenih cevi. Prsline u zavarenim cevima često nastaju iz početnih grešaka u zavarenom spoju, mada se greške mogu pojaviti i u osnovnom materijalu. Kako su ove cevi konstantno izložene promenljivom pritisku i temperaturi koji vladaju u unutrašnjosti bušotine, postojanje greške može dovesti do stabilnog ili nestabilnog rasta prsline i loma konstrukcije, [10].

Analiza grešaka na kraju proizvodnog procesa uzdužno zavarenih cevi pokazala je da, i pored obimnog programa kontrole u toku samog procesa izrade, postoji i dalje priličan broj grešaka. Greške koje se javljaju kod cevi izvedenih visokofrekventnim zavarivanjem klasifikovane su prema API 5L standardu, [11], u sledeće:

1. Mehaničke greške na osnovnom materijalu, koje mogu nastati kao posledica plastičnih deformacija usled uzdužnog rasecanja trake i pri transportu cevi. Standardom API 5L definisani su dozvoljeni nivoi mogućih mehaničkih oštećenja cevi.
2. Greške osnovnog materijala i zavarenog spoja: neprovarenost (prsline), ljuskavost, dvoplatnost (dvoslojnost), lučne pregoretine, denivelacija. Najopasnije su dvoplatnost, i neprovarenost, Slika 2.7, [10].



a) dvoplatnost

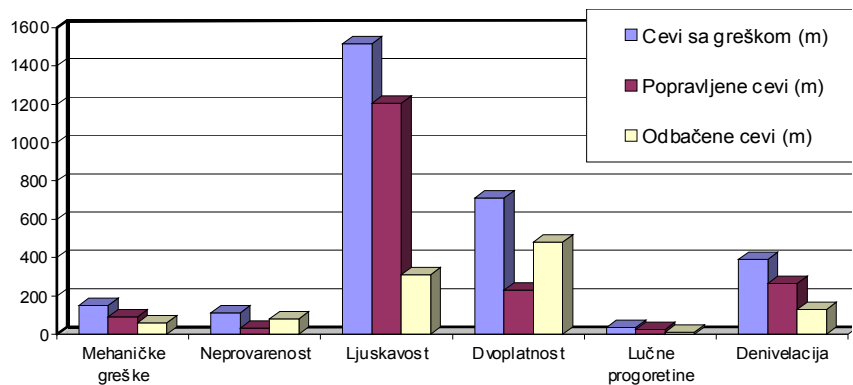
b) neprovarenost

Slika 2.7 Greške koje se javljaju kod cevi izvedenim visokofrekventnim zavarivanjem u osnovnom materijalu i zavarenom spoju [10]

Ispitivanja zavarenih spojeva na uzdužno zavarenim cevima visokofrekventnim postupkom od materijala API J55 koja su izvršena na dužini šava od 54,633 metra (dvadesetodnevna proizvodnja) pokazala su greške date u Tabeli 2.3. U analiziranom proizvodnom procesu korišćeni su sledeći parametri zavarivanja: jačina struje 23 A, napon 12,5 kV, brzina zavarivanja 12 m/min. Histogram raspodele grešaka dat je na Slici 2.8, [10].

Tabela 2.3 Greške u zavarenim spojevima uzdužno zavarenih cevi od materijala API J55 [10]

Red. broj.	Vrste grešaka	Greške [m]	Popravljene cevi [m]	Odbačene cevi [m]
1	Mehaničke greške	150	90	60
2	Greške OM i ZS			
a	Neprovarenost	110	30	80
b	Ljuskavost	1516	1206	310
c	Dvoplatnost	710	230	480
d	Lučne progoretine	36	26	10
e	Denivelacija	392	264	128
	Ukupna dužina	2914	1846	1068





Slika 2.8 Histogrami raspodele grešaka kod uzdužno zavarenih cevi [10]

2.6. Vrste i uzroci otkaza cevi u eksploataciji

Ako u eksploataciji zavarenih cevi dođe do degradacije osnovnog materijala (pad čvrstoće) i pogoršanja homogenosti zavarenih spojeva (prsline i druge greške), tada je, uz iste uslove eksploatacije, veća verovatnoća smanjenja pouzdanosti i pojave otkaza. Mogući otkazi zavarenih cevi u eksploataciji su: elastične deformacije cevi, gubitak stabilnosti cevovoda, trajne deformacije, žilavi lom, krti lom, trošenje (abrazija, erozija, kavitacija), lom usled korozionog zamora.

Uzroci otkaza zavarenih cevi u naftnoj industriji su posledica grešaka nastalih u izradi cevi ili cevovoda i uslova eksploatacije. Oglledaju se u pogrešanom izboru materijala i tehnologije zavarivanja, odstupanju od predviđenih svojstava materijala i zavarenih spojeva, pogrešnoj metodi proračuna cevi (ili cevovoda) i odstupanju od predviđenih uslova eksploatacije (opterećenje, temperatura, radni medijum).

Pri izradi zavarenih cevi ili cevovoda uzrok lošeg kvaliteta, a kasnije otkaza, može biti: konstrukcijsko rešenje, materijal, tehnologija, montaža, opšti uslovi rada (mikro klima, buka), čovek, [12]. Na Slici 2.9 prikazani su neki primeri otkaza cevi iz eksploatacije.

	Lom cevi sa inicijalnom prslinom pod dejstvom zamorne korozije
	Lom cevi usled zamorne i naponske korozije
	Lom cevi usled naponske korozije
	Lom cevi

Slika 2.9 Neki primeri otkaza cevi iz eksploatacije [12]

2.7. Mere preventive oštećenja i produženja veka zavarenih cevi u naftnoj industriji

Tehnička dijagnostika kao mera preventive i produženja veka zavarenih cevi u naftnoj industriji je od velike važnosti. Prilikom eksploatacije kolona zaštitnih cevi bušotina i transportnih cevovoda dolazi do postepenog gubitka korisnih osobina ovih sklopova i njihovih sastavnih delova. Degradacija osobina materijala ili deformacija elemenata može biti ubrzana usled eksploatacionih i montažnih grešaka i zato su neophodna periodična ili stalna dijagnostička merenja. Ona moraju biti tako izvođena, da procesi koji bi mogli stvoriti uslove za stvaranje otkaza sistema, budu pod sistematičnom kontrolom, [12].

Kod izvođenja tehničke dijagnostike treba ispoštovati neke osnovne principe kao što su: da obim ispitivanja i merenja mora da proizilazi iz istorije eksploatacije zavarenih cevi u bušotinama i transportnih cevovoda, da se ono mora sprovoditi po određenoj proceduri, primenom adekvatne opreme i kvalifikovanih kadrova, te da se rezultati ispitivanja trebaju prikazati u obliku jasnih zaključaka. Pravilno sprovedena dijagnostika obezbeđuje delove kolona zavarenih cevi u bušotinama i transportnih cevovoda od nagle havarije, zaposlenima bezbedan rad, racionalnu tehno-ekonomsku eksploataciju i održavanje, kao i zaštitu životne sredine.

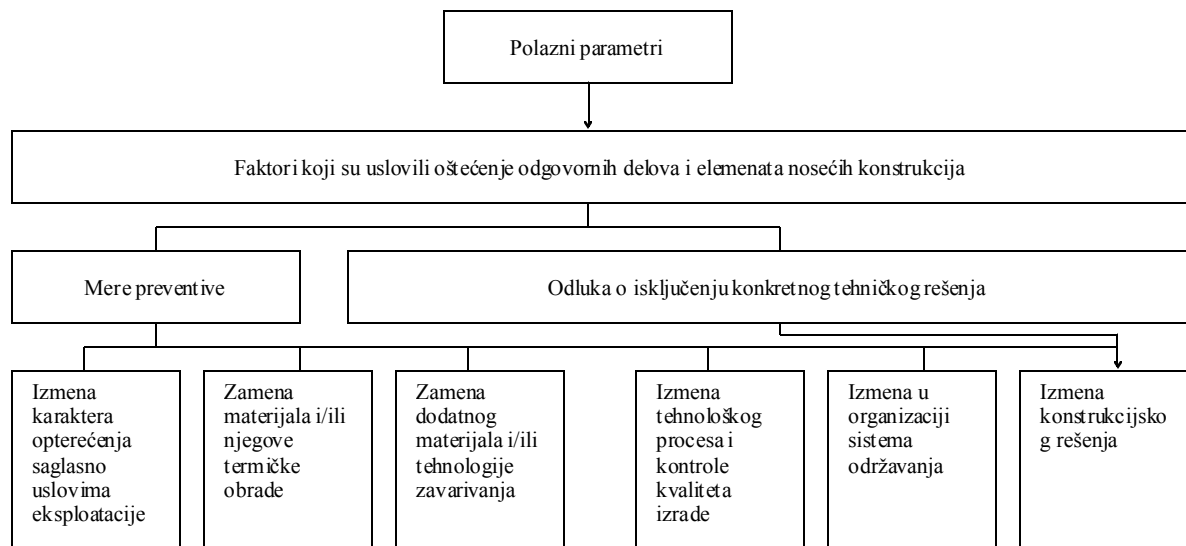
Programima ispitivanja kolona zaštitnih cevi uglavnom se predviđa sledeće:

- ispitivanja test kuponima od čeličnih pločica, postavljenih u cevovodu za praćenje intenziteta korozionih naslaga,
- ispitivanje sadržaja vodonika primenom analizatora,
- određivanje sadržaja CO₂ i H₂S, određivanje sadržaja gvožđa (ispod 0,02% Fe ne nastaje FeS₂ koji izaziva koroziju),
- određivanje sadržaja Benfield rastvora (sadržaj Fe < 0,02%, V < 0,7% i H₂S),
- određivanje sadržaja inhibitora u kondenzatu (sredstvo za zaštitu površina cevi).
- ultrazvučno ispitivanje (UT) debljine zida cevi,
- ispitivanja korozionog oštećenja unutrašnje površine cevi kalibratorom,
- ispitivanje sondama za merenje korozije,
- ultrazvučno ispitivanje stanja unutrašnje površine gasovoda u radu.

Programima ispitivanja cevovoda za transport nafte i gasa prevashodno je predviđeno:

- ispitivanje stanja unutrašnje površine gasovoda u radu metodom magnetnog fluksa (MF) „inteligenti kracer“ - magnetni ispitivač,
- ispitivanje stanja unutrašnje površine gasovoda u radu magnetnim ispitivačem MFL (magnetni fluks se prostire longitudinalno u odnosu na osu cevovoda),
- ispitivanje stanja unutrašnje površine gasovoda u radu magnetnim ispitivačem MFT (magnetni fluks se prostire transferzalno u odnosu na osu cevovoda),
- ispitivanje stanja unutrašnje površine gasovoda u radu kombinovanim magnetnim ispitivačem (dva magnetna fluksa na jednom ispitivaču),
- ultrazvučno ispitivanje debljine zida cevi,
- ultrazvučno ispitivanje stanja unutrašnje površine gasovoda u radu.

Analizom oštećenja i lomova elemenata konstrukcija u naftnoj industriji utvrđuju se uzroci koji dovode do razaranja i omogućuje se donošenje odluke o isključenju konkretnog tehničkog rešenja ili mere preventive, Slika 2.10.



Slika 2.10 Mere preventive otkaza cevovoda u naftnoj industriji [12]

Odluka o isključenju konkretnog tehničkog rešenja istovremeno podrazumeva i razradu novog optimalnog konstrukcijskog rešenja, pri čemu se variraju opterećenja za različite režime rada, dimenzije delova i elemenata nosećih konstrukcija, oblici zavarenih spojeva, vrste materijala, postupci i kvalitet izrade.

Izmena karaktera opterećenja u skladu sa uslovima eksploatacije, sastoji se u eksperimentalnom utvrđivanju radnih opterećenja elemenata konstrukcija cevovoda i izmeni konstrukcijskog rešenja, ili u određivanju uslova rada i režima opterećenja za pouzdan rad konkretnog tehničkog rešenja.

Izmena tehnološkog procesa izrade sastoji se u promenama različitih oblika i dimenzija elemenata nosećih konstrukcija, postupaka zavarivanja, osnovnog materijala i postupka termičke obrade.

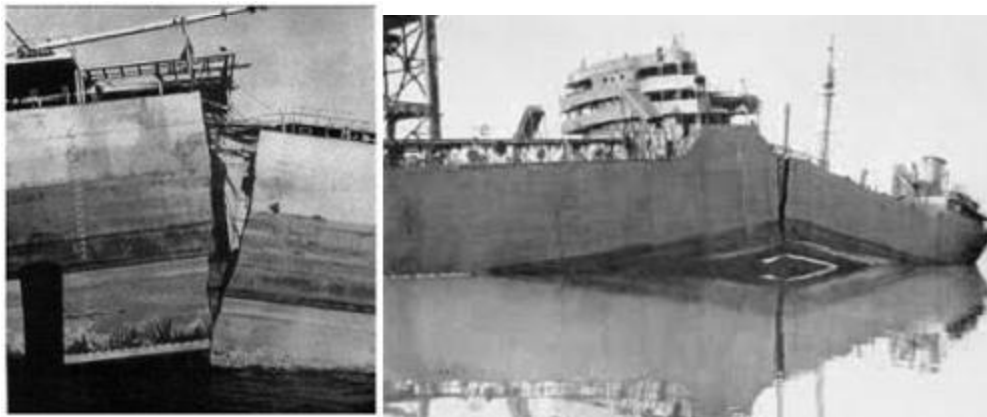
Izmena kontrole kvaliteta izrade podrazumeva predviđanje strožijih zahteva kontrole i ispitivanje pre početka i u toku izrade, te nakon montaže.

S obzirom da gore navedene mere preventive oštećenja i lomova predstavljaju kompleksna i skupa rešenja, mnogi ugledni svetski instituti su poslednjih godina, u cilju povećanja sigurnosti odgovornih elemenata konstrukcija cevovoda, izvršili opsežna eksperimentalna istraživanja za iznalaženje tehnika i metoda za jednostavnije i jeftinije poboljšanje statičkih i zamornih karakteristika elemenata cevovoda u naftnoj industriji.

Tehnike poboljšanja do kojih se došlo, nisu podjednako uspešne kod različitih konstrukcijskih rešenja, jer njihov efekat zavisi od vrste i režima opterećenja, karakteristika materijala, strukture zavarenih elemenata, pa preporuke za primenu pojedinih metoda prvenstveno zavise od mogućnosti izvođenja konstrukcije i iskustva konstruktora.

3. RAZVOJ I PRIMENA MEHANIKE LOMA

Mehanika loma je naučna disciplina koja proučava problem prslina i njihov uticaj na ponašanje materijala i konstrukcija. Mehanika loma se odnosi na istraživanje uslova nastanka i razvoja prsline, ali obuhvata i deo otpornosti materijala, koji se odnosi na završnu fazu procesa deformisanja pod dejstvom opterećenja. Razvoj ove discipline, prvobitno nazvane „mehanika prslina“, krenuo je početkom XX veka radovima Inglisa (*Inglis*) [13] o koncentraciji napona i Grifita (*Grifith*) [14] o brzini oslobađanja energije, a pedesetih godina Irvin (*Irwin*) [15,16] je postavio temelje linearno elastične mehanike loma uvođenjem faktora intenziteta napona i njegove kritične vrednosti, žilavosti loma. Objašnjenje lomova brodova *Liberty* (*Liberty*) i mlaznih aviona tipa *Komet* (*Comet*) [17] bili su prvi značajni praktični uspesi mehanike loma (Slika 3.1 i Slika 3.2).



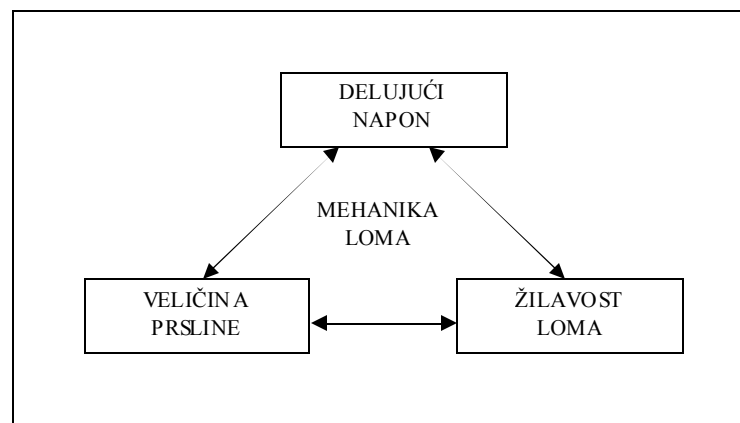
Slika 3.1 Katastrofalno oštećenje Liberty klase trgovačkih brodova građenih u SAD-u tokom drugog svetskog rata za američku i britansku trgovačku flotu.

Dalji razvoj ove discipline odnosio se na pojavu elasto-plastične mehanike loma kroz analizu plastične oblasti na vrhu prsline od strane Irvina i Dagdejla (*Irwin, Dugdale*) [17, 18] i uvođenje parametara otvaranja vrha prsline od strane Velsa (*Wells*) [19] i J integrala od strane Rajsja (*Rice*), [20]. Mehanika loma je zatim doživela svoj razvoj i u drugim važnim oblastima kao što su zamor [21], korozija [21] i puzanje [23].



Slika 3.2 Letelica De Havilland DH-106 Comet.

Opterećenje koje deluje na konstrukciju, njena geometrija, veličina prsline, svojstvo materijala, preciznije njegova otpornost prema rastu prsline, parametri su mehanike loma koji su u međusobnoj korelaciji. Trougao mehanike loma na Slici 3.3, jednostavni je prikaz ove povezanosti gore navedenih parametara.



Slika 3.3 Trougao mehanike loma [24]

Pri projektovanju konstrukcija kao što su posude pod pritiskom (u koje spadaju i cevovodi u naftnoj industriji), mostovi, brodovi, letelice i vozila, jedan od osnovnih zadataka je optimizacija njihovih karakteristika sa aspekta ukupne cene materijala, konstruisanja, izrade, eksploatacije i održavanja. Konstruktor polazi od pretpostavljenih radnih opterećenja i uslova eksploatacije, izračunava napone u elementu konstrukcije i upoređuje ih sa kritičnim naponima za odgovarajući oblik oštećenja koji može da se pojavi, pri tom uzimajući u obzir vrstu materijala od kojeg je element konstrukcije načinjen.

Izbor materijala boljih mehaničkih karakteristika i manje specifične težine je opšti uslov za postizanje optimalne cene konstrukcije. Osnovne mehaničke karakteristike materijala su zatezna čvrstoća i napon tečenja. Izborom materijala većeg napona tečenja R_e , odnosno veće zatezne čvrstoće R_m , dobijaju se manje dimenzije dela. Bitan je i

međusobni odnos ove dve veličine. Što je odnos napona tečenja i zatezne čvrstoće bliži jedinici, to je u dijagramu zatezanja manje područje plastične deformacije. Savremeni čelici visoke čvrstoće i legure aluminijuma visoke čvrstoće imaju i visok napon tečenja, veoma blizak zateznoj čvrstoći. Napon tečenja kod ovih materijala nije jasno izražen na krivoj istezanja, već se definiše kao napon koji odgovara usvojenoj veličini plastične deformacije (npr. za plastičnu deformaciju od 0.2% je napon tečenja $R_{p0.2}$), i najčešće se koristi kao karakteristika materijala merodavna za proračun.

Konstruisanje u mašinstvu zasnovano je na korišćenju dopuštenih napona, te mišljenja da tim naponima odgovaraju isključivo elastične deformacije, pa bi se na osnovu toga mogao izvesti stav da je razvoj loma pojava koja nije u vezi sa pojavom deformacija. Detaljnije proučavanje procesa razvoja loma pokazuje da je nemoguće razdvojiti lom i deformaciju. U realnim materijalima uvek mogu postojati početne deformacije i mesta nehomogenosti materijala nastale i pre dejstva opterećenja, u procesu proizvodnje. Nehomogenosti, (greške ili diskontinuiteti) mogu biti posledica različitih poremećaja strukture materijala, kao što su uključci, nečistoće (na makronivou) te praznine i dislokacije (na mikronivou). Svi ovi poremećaji strukture su moguća mesta nastanka prslina i početka loma. Proces razvoja loma je uslovljen karakterom deformacije koja mu prethodi. Otuda i proističe podela loma na krti i plastični, kao dva granična slučaja. Prvi je lom koji nastaje u delu čija je deformacija potpuno elastična. To je čist krti lom, gde je prelom dobijen isključivo cepanjem i koji odgovara ravnom stanju deformacije (RSD). Drugi granični slučaj je lom nastao posle potpune plastične deformacije, sužavanjem poprečnog preseka, sve dok ne dođe do potpunog razdvajanja elementa na dva dela. U ovom slučaju površina preloma i ne postoji, jer je prethodno došlo do klizanja, a deformacija je prostorna (slučaj ravnog stanja napona, RSN). Treba istaći da su ova dva granična slučaja samo teorijski značajna, jer se praktično sreću lomovi koji su kombinacija ova dva, tj. kojima prethode i elastične i plastične deformacije. Takvi mešoviti lomovi objašnjavaju se žilavošću, koja se može smatrati merom sposobnosti materijala da se suprotstavi razvoju krtog loma.

U realnim konstrukcijama praktično uvek postoji neki oblik diskontinuiteta u materijalu. Diskontinuiteti mogu biti mikronske veličine, a nekad mogu postojati i prsline od nekoliko centimetara, pa i više. Ispitivanjem bez razaranja (IBR) mogu se utvrditi greške u materijalu ili konstrukciji, ali čak i metode ispitivanja ultrazvukom (UT) ili radiografijom (RT), koje su značajno unapredovale u novije vreme, imaju neki svoj „prag“, tj. ne mogu da otkriju veoma male diskontinuitete. Znači, kontrolom kvaliteta

možemo uticati na smanjenje ili uklanjanje nekih grešaka u materijalu ili konstrukciji, ali se one ne mogu u potpunosti eliminisati. Drugim rečima, moramo naučiti da je postojanje prsline u konstrukciji neminovnost, konstrukcija može da radi i uz postojeće prsline, a uvođenjem redovnog intervala inspekcije i pravovremenom intervencijom, može se preduhitriti porast prsline do razmera koje bi mogle dovesti do otkaza konstrukcije.

3.1. Linearno elastična mehanika loma (LEML)

U okviru linearno elastične mehanike loma (LEML) izučava se ponašanje materijala koji podležu Hukovom (*Hooke*) zakonu pod dejstvom opterećenja. Na dijagramu napon–deformacija, granica elastičnosti je maksimalni napon koji u datom materijalu ne izaziva plastične (zaostale) deformacije, što znači da se struktura po prestanku dejstva opterećenja vraća u prvobitno stanje. Pri opterećenju iznad granice elastičnosti javljaju se plastične (trajne) deformacije. Granica elastičnosti nalazi se odmah do granice proporcionalnosti, koja predstavlja maksimalni napon do koga važi Hukov zakon, odnosno, ona je granica do koje je veza između napona i deformacije linearna. Mehanika linearno-elastičnog loma bavi se proučavanjem strukture u području linearne elastičnosti materijala (do granice proporcionalnosti).

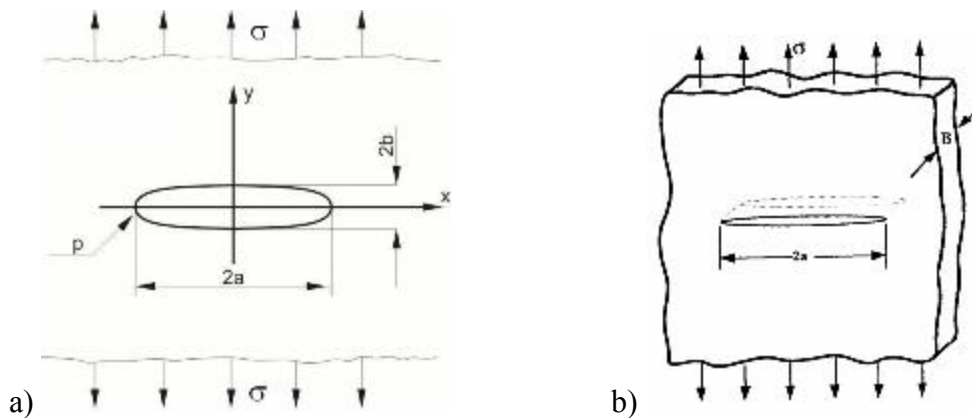
U slučaju postojanja prsline ili zareza u strukturi, dolazi do preraspodele napona u blizini njihovog vrha, tj do pojave koncentracije napona. Pod dejstvom povišene vrednosti napona, u toj zoni nastaje plastična deformacija. Tako postoje dve oblasti: linearno-elastična oblast (udaljena od vrha prsline) i plastična oblast (oko vrha prsline). Plastično područje je relativno malo u odnosu na dimenzije mašinskog dela. Bazirajući se na ovoj pretpostavci, dalja analiza nastanka i rasta prsline je obrađena na bazi teorijskih principa mehanike linearno-elastičnog loma. Za oblast u blizini vrha prsline vrše se korekcije zasnovane na bazi teorije plastičnosti.

Raspodela napona u blizini vrha prsline je od velikog značaja za razvoj prsline i pojavu loma. Jedan od prvih uspeha teorije elastičnosti bilo je objašnjenje značajne razlike između teorijske i stvarne čvrstoće polikristalnih tela koje je dao Grifit (*Griffith*), pretpostavivši da makroskopski gledano homogena epruveta sadrži grešku tipa prsline, koja uslovljavaja koncentraciju napona dovoljnu da se lokalno dostigne teorijska čvrstoća [14]. Greška tipa prsline može da se pretpostavi u obliku eliptičnog otvora čija je velika

osa $2a$, a mala osa $2b$, Slika 3.4a. Ako opterećenje deluje upravno na veliku osu, tj. duž y koordinate, maksimalni napon je:

$$\sigma_{max} = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b} \right) = \sigma \left[1 + 2 \left(\frac{a}{\rho} \right)^{1/2} \right] \quad (3.1)$$

gde je $\rho = b^2/a$, poluprečnik zaobljenja u temenu elipse. Pretpostavka je da je ploča jedinične debljine i beskonačna. Opterećenje σ predstavlja napon u preseku ploče dovoljno udaljenom od eliptičnog otvora.



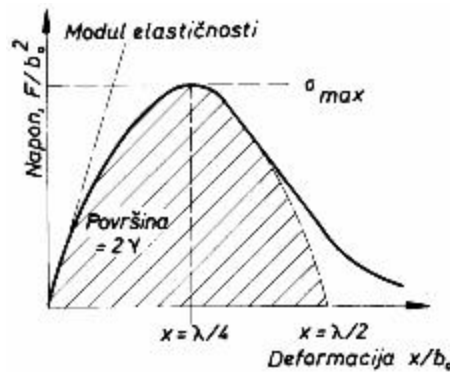
Slika 3.4 Grifitov model: a) eliptični otvor, b) prslina u ploči

Za veoma usku prslinu može da se uzme da je poluprečnik zaobljenja na vrhu prsline ρ jednak međuatomskom rastojanju u rešetki b_0 . Usled male veličine b_0 drugi član u izrazu (3.1) mnogo je veći od 1, pa se ovaj izraz može svesti na:

$$\sigma_{max} \cong 2\sigma \sqrt{\frac{a}{b_0}} \quad (3.2)$$

Kako je izraz (3.2) dobijen za međuatomsko rastojanje, može se uzeti da veličina σ_{max} odgovara teorijskoj čvrstoći. Da bi se ocenila teorijska čvrstoća posmatra se kriva zavisnosti napona i deformacije rešetke, pri čemu je napon količnik međuatomske sile privlačenja F i kvadrata rastojanja atoma u rešetki b_0^2 , a deformacija rešetke odnos povećanog rastojanja prema rastojanju atoma nedeformisane rešetke (Slika 3.5). Ova se kriva može zameniti delom sinusoide, tako da je:

$$\sigma \cong \sigma_{\max} \sin\left(2\pi \frac{x}{\lambda}\right) \quad (3.3)$$



Slika 3.5 Kriva zavisnosti napona i deformacije rešetke

Površina ispod krive predstavlja rad deformacije rešetke do loma, pa se integracijom od 0 do $\lambda/2$ dobija:

$$\frac{\lambda}{2\pi} \sigma_{\max} \left[-\cos\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) \right]_0^{\lambda/2} \cong 2\gamma \quad (3.4)$$

Za vrlo mala pomeranja može se uzeti da je:

$$\sigma \cong \sigma_{\max} 2\pi \frac{x}{\lambda} \cong E \frac{x}{b_0} \quad (3.5)$$

Zamenom λ u jednačini (3.4), dobija se:

$$\sigma_{\max} = \sqrt{\frac{E\gamma}{b_0}} \quad (3.6)$$

Izjednačavanjem vrednosti σ_{\max} iz izraza (3.2) i (3.6) dobija se veličina napona pri lomu u obliku:

$$\sigma = \sqrt{\frac{E\gamma}{4a}} \quad (3.7)$$

koja zavisi od modula elastičnosti materijala E , jedinične energije γ potrebne da se stvore dve površine prsline, i od dužine prsline $2a$. Ako je $\gamma \cong 0,01Eb_0$, greška ukupne dužine $2a=5000 b_0$, što odgovara $2a \approx 1 \mu\text{m}$ za rastojanje atoma $b_0 \approx 2A$, već je dovoljna da smanji čvrstoću za dva reda veličine. Drugim rečima, udaljeni napon σ je za dva reda veličine manji od σ_{\max} . Pri korišćenju jednačine (3.7) treba imati u vidu njen ograničen značaj jer je izvedena povezivanjem dva različita aspekta, makroskopskog ponašanja u

području linearne elastičnosti i mikroskopskog ponašanja, zavisnosti sile privlačenja atoma i promene njihovog rastojanja. Ona je ipak pogodna da ilustruje značaj greške tipa prslina za čvrstoću materijala. Drugo, kako su greške tog reda veličine neminovno prisutne u polikristalnim (metalnim) materijalima, jasno je da je stvarna čvrstoća manja za odgovarajući red veličina od teorijske čvrstoće.

3.1.1. Problem krtoq loma i enerqetski kriterijum nestabilnog rasta prslina

Grifitov najvažniji doprinos, koji predstavlja osnovu razvoja mehanike loma, vezan je za uspostavljanje enerqetskog kriterijuma nestabilnog rasta prslina. On posmatra beskonačnu ploču jedinične debljine sa prslinom dužine $2a$, zategnutu u jednom pravcu naponom σ (Slika 3.4), i prati promenu energije kada se prslina poveća za beskonačno malu veličinu. Dimenzije ploče su znatno veće od dužine prslina, a debljina ploče je B i dovoljno je mala da obezbedi ravno stanje napona. Grifit je analizirao porast dužine prslina za malu veličinu da i utvrdio da će ona nestabilno rasti ukoliko je oslobođena potencijalna energija $-d\Pi$, jednaka radu potrebnom za nastanak novih površina prslina [24], dW_S :

$$-\frac{d\Pi}{da} = \frac{dW_S}{da} \quad (3.8)$$

Leva strana ovog izraza predstavlja brzinu oslobađanja energije (eng. *strain energy release rate*) koja se u čast Grifita označava sa G , a desna strana energiju loma ili otpornost ka lomu (eng. *fracture energy or fracture resistance*) i često se označava sa R . Rad dW_S jednak je proizvodu jedinične površinske energije γ_S i odgovarajuće površine $dA=4Bda$, odnosno:

$$dW_S = 4Bda\gamma_S \quad (3.9)$$

Grifit je primenio naponsku analizu Inglisa i pokazao da za potencijalnu energiju ploče važi, [24]:

$$\Pi = \Pi_0 - \frac{\pi\sigma^2 a^2 B}{E} \quad (3.10)$$

gde je Π_0 potencijalna energija ploče bez prsline, a odgovarajući priraštaj potencijalne energije $d\Pi$ je tada:

$$d\Pi = -\frac{\pi\sigma^2 2adaB}{E} \quad (3.11)$$

Primenom Grifitovog kriterijuma za nestabilni rast prsline, odnosno jednačine (3.8), dobija se:

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} = 2\gamma_s \quad (3.12)$$

Rečeno je da leva strana ovog izraza predstavlja brzinu oslobađanja energije G , a zove se još i sila rasta prsline i predstavlja opterećenje i geometriju tela, uključujući geometriju prsline. Njena kritična vrednost G_c , je otpornost materijala na rast prsline i predstavlja svojstvo materijala pod određenim uslovima. Desna strana ovog izraza je otpornost materijala na nestabilni rast prsline. Prema tome, jednačina (3.12) može se napisati kao:

$$G = G_c \quad (3.13)$$

Iz izraza (3.12) dobija se napon potreban za nestabilni rast prsline, odnosno za krti lom ploče:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (3.14)$$

3.1.2. Faktor intenziteta napona K

Faktor intenziteta napona K je osnovni faktor u mehanici loma. Njime se opisuje naponsko-deformaciono stanje u okolini vrha prsline prouzrokovano dejstvom udaljenog opterećenja, ili postojanjem zaostalih napona u strukturi. Kada vrednost napona postane kritična, male prsline rastu i na kraju dolazi do loma.

Faktor intenziteta napona K je funkcija primenjenog napona, oblika površine loma, veličine i položaja prslina, kao i geometrije elementa na kome je prslina, [25].

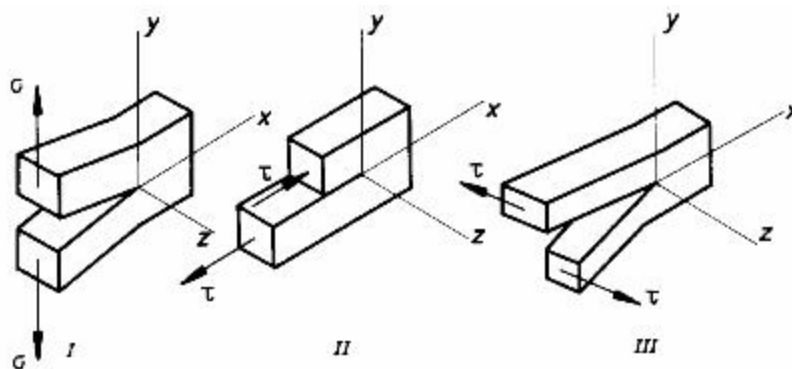
Za slučaj ravne ploče, načinjene od materijala idealno elastičnih svojstava, jedinične debljine, sa centralnom prslinom dužine $2a$ (Slika 3.4 b), dobija se sledeća zavisnost:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (3.15)$$

Ovaj izraz poznat je kao jednačina Grifita, i pokazuje da je faktor intenziteta napona K proporcionalan primenjenom naponu i kvadratnom korenu dužine prslina.

3.1.2.1. Osnovni oblici razvoja prslina i obrazovanja površine preloma

Kada deo konstrukcije sadrži prslinu koja je izložena opterećenju, polje napona oko prslina može da se javlja u tri tipa, gde je svaki u kombinaciji sa tipom lokalne deformacije. Razdvojene površine prslina predstavljaju neopterećene granice napregnutog tela i zbog toga raspodela napona u blizini vrha prslina zavisi od oblika obrazovanja površine preloma. Postoje tri osnovna oblika (moda) pomeranja jedne površine prslina ka drugoj i njima se opisuje ponašanje prslina u svim naponskim stanjima, kako je pokazao Orowan (*Orowan*), [26]. Na Slici 3.6 prikazani su osnovni oblici pomeranja površine prslina, koji obuhvata vrh prslina.



Slika 3.6 Osnovni oblici (modovi) razvoja prslina i obrazovanja površine preloma; Oblik I- cepanje, oblik II- klizanje u istoj ravni, oblik III- smicanje u različitim ravnima [25]

Tri načina oblikovanja površine loma kod izotropnih materijala (modovi lokalne deformacije) su:

- Oblik I – prslina nastaje cepanjem, tj razdvajanjem površina loma duž ose y , simetrično u odnosu na prvobitnu ravan prsline (ravan xz). Površine loma se odvajaju jedna od druge, odnosno javlja se otvaranje prsline pod dejstvom napona zatezanja σ .
- Oblik II – razvoj prsline klizanjem. Predstavlja pomeranje jedne površine loma prema drugoj u istoj ravni (ravan xz). Kod ovog moda, površine kližu jedna po drugoj u pravcu ose x , ali u suprotnim smerovima - smicanje u istoj ravni, (napon smicanja τ).
- Oblik III – razvoj prsline smicanjem. Prslina se obrazuje tako što se površine loma pomeraju jedna po drugoj duž čela prsline (z osa). Kod ovog oblika dolazi do međusobnog klizanja površina u pravcu z ose - smicanje u različitim ravnima, gde se tačke materijala, koje su pre razvoja prsline bile u istoj ravni, posle razvoja prsline raspoređuju po različitim ravnima tzv. razvoj prsline van ravni. (napon smicanja τ).

Najčešći oblik stvaranja površine loma prilikom projektovanja i eksploatacije konstrukcije je oblik I. Pri opterećenju mašinskog dela zatezanjem dolazi do obrazovanja prsline cepanjem materijala, a zatim i do njenog nekontrolisanog rasta, što na dalje uzrokuje pojavu loma konstrukcije. Realno, javljaju se sva tri oblika obrazovanja površine loma.

Faktor intenziteta napona u slučaju oblika I je:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.16a)$$

Odnosno, za oblike II i III:

$$K_{II} = \tau \sqrt{\pi a} \quad (3.16b)$$

$$K_{III} = \tau \sqrt{\pi a} \quad (3.16c)$$

Gde su:

σ - normalni napon

τ - tangencijalni (smičući) napon

Treba napomenuti da su ove jednačine određene za linearno-elastično područje, i za krte materijale.

Najčešći slučaj obrazovanja površina loma je oblik I, te se faktor intenziteta napona otuda označava sa K_I . Većina materijala je podložnija lomu usled normalnog, nego

usled tangencijalnog (smičućeg) napona. Otuda je oblik I najbolje teoretski i eksperimentalno obrađen, jer je on i najopasniji. Opterećenje tipa II i III obično ne dovode do loma, tj:

$$K_{II}, K_{III} < K_I \quad (3.17)$$

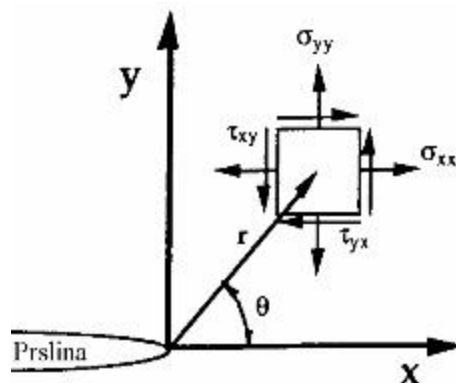
Treba istaći da ne treba mešati faktor intenziteta napona sa koeficijentom koncentracije napona. Razlika između koeficijenta koncentracije napona β_K i faktora intenziteta napona K_I je u tome što prvi ukazuje na to koliko je napon povećan na vrhu prsline, dok drugi opisuje distribuciju napona u okolini prsline, [25].

3.1.2.2. Naponsko stanje u okolini vrha prsline

Već je rečeno da su najopasniji lomovi koji nastaju cepanjem (oblik I), odnosno otvaranjem prsline pod dejstvom napona zatezanja. Za analizu loma treba znati naponsko stanje oko vrha prsline, koje za određene konfiguracije može da se izrazi u zatvorenoj formi, ako je ponašanje materijala izotropno i linearno elastično, [24]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (3.18)$$

gde su σ_{ij} komponente tenzora napona, a r i θ polarne koordinate, k je konstanta, a f_{ij} je bezdimenziona funkcija od θ (Slika 3.7). Članovi višeg reda zavise od geometrije, ali rešenje za bilo koju konfiguraciju sadrži član proporcionalan $1/\sqrt{r}$. Kad $r \rightarrow 0$, ovaj član teži beskonačnosti, dok drugi članovi zadržavaju konačne vrednosti, ili su bliski nuli. Stoga se napon u blizini vrha prsline menja sa $1/\sqrt{r}$, bez obzira na oblik tela, što predstavlja singularitet napona.



Slika 3.7 Koordinatne ose oko vrha prsline [24]

Za sva tri oblika opterećenja napon oko vrha prsline je proporcionalan sa $1/\sqrt{r}$, dok konstanta proporcionalnosti k i funkcija f_{ij} zavise od vrste opterećenja. Ako se konstanta k zameni faktorom inteziteta napona, $K=k\sqrt{2\pi}$, dobija se za opterećenja oblika I, II i III redom:

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} f_{ij}^{(I)}(\theta),$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(II)} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi \cdot r}} f_{ij}^{(II)}(\theta), \quad (3.19)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(III)} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi \cdot r}} f_{ij}^{(III)}(\theta)$$

Kompletni izrazi za komponente napona pri oblicima I, II i III i pomeranja su dati u Tabeli 3.1, Tabeli 3.2, i Tabeli 3.3.

Tabela 3.1 Polja napona oko vrha prsline za oblike I i II [24]

napon	Oblik opterećenja I	Oblik opterećenja II
σ_{xx}	$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$	$-\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$
σ_{yy}	$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$	$\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)$
τ_{xy}	$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)$	$\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$
σ_{zz}	0 za ravno stanje napona (RSN) $\nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ za ravno stanje deformacije (RSD)	0 za RSN $\nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ za RSD
τ_{xz}, τ_{yz}	0	0

Tabela 3.2 Polja pomeranja oko vrha prsline za opterećenje I i II oblika [24]

	Oblik opterećenja I	Oblik opterećenja II
u_x	$\frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 + 2 \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$	$\frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 + 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$
u_y	$\frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 - 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$	$-\frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 - 2 \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$

Gde su:

μ - modul smicanja,

$\kappa=3-4\nu$ (u uslovima pri RSD) i

$\kappa=(3-\nu)/(1+\nu)$ (u uslovima RSN),

ν - Poasonov koeficijent

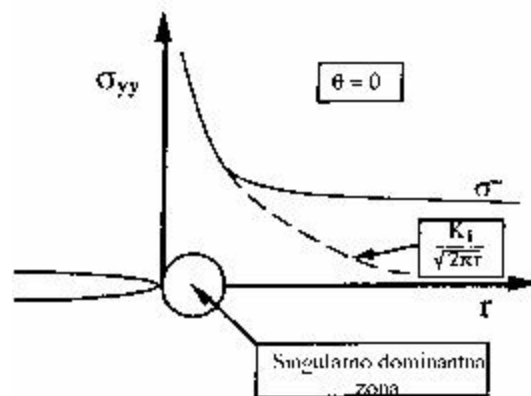
Tabela 3.3 Napon različit od nule i komponente pomeranja pri III obliku opterećenja

napon	napon	pomeranje
$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)$	$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)$	$u_z = \frac{K_{III}}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)$

U slučaju opterećenja oblika I, za $\theta=0$, komponente napona u x i y pravcu su:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \quad (3.20)$$

dok je napon smicanja jednak nuli, što znači da je ravan prsline glavna ravan za čisto opterećenje oblika I. Na Slici 3.8 je prikazana raspodela σ_{yy} , napona normalnog na ravan prsline u zavisnosti od rastojanja od vrha prsline. Kao što se vidi, jednačina (3.20) važi samo u blizini vrha prsline, gde je dominantan singularitet $1/\sqrt{r}$.



Slika 3.8 Normalni napon pri opterećenju oblika I [24]

Faktorom intenziteta napona definisani su napon, deformacije i pomeranja oko vrha prsline. Prema jednačinama (3.16), jedinica za faktor intenziteta napona je MPa \sqrt{m} . Pošto

je u razmatranim problemima dužina prsline jedina bitna geometrijska veličina, odnos između K_I i udaljenog napona mora da bude oblika:

$$K_I = f(\sigma\sqrt{a}) \quad (3.21)$$

Za konfiguraciju na Slici 3.7 može da se pokaže da važi, izraz (3.16a), u obliku $K_I = \sigma\sqrt{\pi a}$ čime je uspostavljen odnos lokalne (faktor intenziteta napona) i globalne veličine (udaljeni napon), [24].

Do iste ove jednačine došao je i Griffith [14], kako je već spomenuto na početku poglavlja, ali ju je on izveo na potpuno drugi način, posmatrajući energiju elastične deformacije kod neograničene ploče sa eliptičnom greškom, čija je jedna osa zanemarljivo mala u odnosu na drugu.

Dimenzije prsline su male u odnosu na dimenzije uzorka. Ukoliko se dimenzije prsline povećavaju, odnosno dimenzije uzorka smanjuju, spoljašnje granice vrše uticaj na raspodelu napona u blizini vrha prsline. Ovaj efekat se uzima u obzir preko koeficijenta Y , koji se može smatrati kao korekcija faktora intenziteta napona za ravnu ploču beskonačnih dimenzija prema faktoru intenziteta napona za ravnu ploču realnih dimenzija, pod dejstvom istog opterećenja σ .

Znači, izraz (3.16a) važi samo u slučaju zategnute beskonačne ploče sa centralnom prsline, a u svim ostalim slučajevima treba koristiti koeficijent Y , koji uzima u obzir navedena odstupanja:

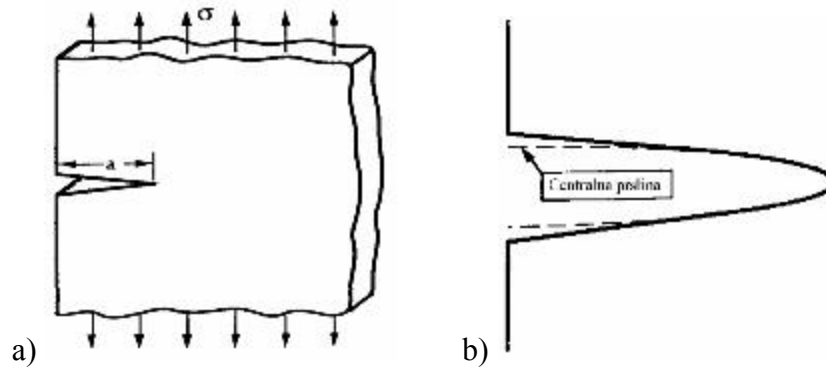
$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.22)$$

Koeficijent Y ima vrednost 1,0 za ploču beskonačne širine, odnosno vrednost 1,1 za polu-beskonačnu ploču. Kada je debljina uzorka mnogo veća u odnosu na dužinu prsline, faktor intenziteta napona za oblik I - K_I , naziva se faktor intenziteta napona pri ravnoj deformaciji.

Kod tela beskonačnih dimenzija, koeficijent Y zavisi samo od vrste i položaja prsline, a kod tela konačnih dimenzija zavisi još i od odnosa veličine prsline i dimenzija tela. Ovaj odnos obično je definisanog količnikom dužine prsline a i odgovarajuće dimenzije tela, na primer širine, W (odnos a/W). Na primer za beskonačnu ploču sa ivičnom prsline, prikazanu na Slici 3.9, važi izraz:

$$K_I \approx 1,12\sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.23)$$

Povećanje K_I za 12% je usled činjenice da se ivična prslina više otvara, jer je manje geometrijski ograničena od centralne prolazne prsline, Slika 3.9b.



Slika 3.9. a) Ivična prslina u beskonačnoj zateznoj ploči, b) Poređenje otvaranja prsline za ivičnu i centralnu prolaznu prslinu, [24]

Za konačnu ploču sa ivičnom prslinom važi izraz

$$K_I = Y(a/W)\sqrt{\pi a} \quad (3.24)$$

gde je a dužina prsline, W širina ploče, a koeficijent Y :

$$Y(a/W) = 1,12 - 0,26(a/W) + 10,52(a/W)^2 - 21,66(a/W)^3 - 30,31(a/W)^4.$$

Za male vrednosti a/W koeficijent $Y(a/W) \rightarrow 1,12$.

Vrednosti koeficijenta $Y(a/W)$ za veliki broj različitih slučajeva su date u priručnicima, [27]. Komplikovanije konfiguracije često mogu da se svedu na jednostavnije slučajeve, što ima veliki praktični značaj, [28].

3.1.3 Kritična vrednost faktora intenziteta napona K_{Ic} (žilavost loma)

Žilavost loma može se definisati kao sposobnost dela sa prslinom ili defektom da izdrži opterećenje bez otkaza. Grifit-Irvin teorija loma uvodi metod korišćenja intenziteta napona, iako je zasnovana na konceptu potencijalne energije. U ploči sa prolaznom prslinom (oblik I, koji je i najviše razmatran u konstrukcijama) prikazanoj na Slika 3.4b, intenzitet napona na vrhu prsline će se povećavati sa laganim porastom prsline pod statičkim ili cikličnim opterećenjem, ili sa laganim porastom primenjenog napona na prslinu konstantne dužine. Pri nekoj kombinaciji dužine prsline i napona proizvešće se kritični nivo napona i desiće se rapidno povećanje prsline. U trenutku kada se javi

nekontrolisan rast prsline, faktor K_I dostiže kritičnu vrednost K_{Ic} . Kritična vrednost faktora intenziteta napona - K_{Ic} , odnosno žilavost loma, je ona vrednost faktora intenziteta napona - K_I koja odgovara kritičnoj vrednosti napona, odnosno kritičnoj dužini prsline, [25]:

$$K_{Ic} = Y\sigma\sqrt{\pi a_c} \quad (3.25)$$

U tankim materijalima stanje napona na vrhu prsline je dvodimenzionalno, i nazvano je ravno stanje napona - RSN. Kako se debljina povećava, stanje napona postaje trodimenzionalno i proizvodi deformaciju u ravni ploče, otuda naziv ravno stanje deformacije - RSD.

Kritični faktor intenziteta napona za neki materijal je sam po sebi karakteristika materijala ukoliko je određena pri RSD, što je uslov dobijanja jednoznačnih vrednosti.

Razlika između RSN i RSD je od ključnog značaja za primenu linearno elastične mehanike loma, jer samo u uslovima RSD može da se zanemari uticaj plastične deformacije. Žilavost loma pri RSD je najmanja otpornost materijala na rast prsline i određuje se prema standardnoj proceduri. Ključni uslov za uspostavljanje RSD, i time dobijanje validnih rezultata za K_{Ic} , je dovoljna debljina, koja je propisana standardom na osnovu podataka utvrđenih iskustveno (standard ASTM E399), [29]. Uslov za dovoljnu debljinu da bi se obezbedilo RSD je:

$$t_{\min} \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (3.26)$$

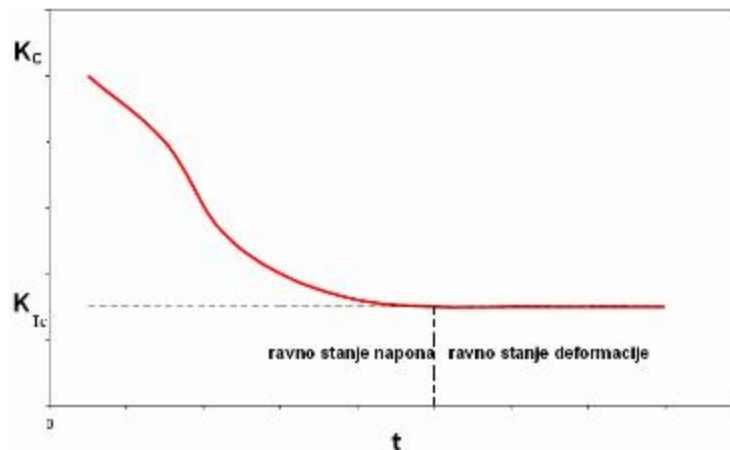
gde su:

t_{\min} - minimalna debljina ploče

σ_Y - napon na granici tečenja

Ovaj uslov je zasnovan na eksperimentalnim zapažanjima kod čelika i aluminijuma. Zahtev debljine obezbeđuje uslov RSD, dok zahtev po pitanju dimenzija obezbeđuje linearno-elastično ponašanje.

Da bi se postigli uslovi ravnog stanja deformacije plastična zona mora da bude mala u poređenju sa debljinom uzorka. U suprotnom, kada plastična zona dostigne značajan deo debljine uzorka, stanje na ivici plastične zone predstavlja ravno stanje napona (RSN). Na Slici 3.10 prikazan je uticaj parametra t , debljine uzorka, koji određuje prelaz sa ravnog stanja deformacije na ravno stanje napona.

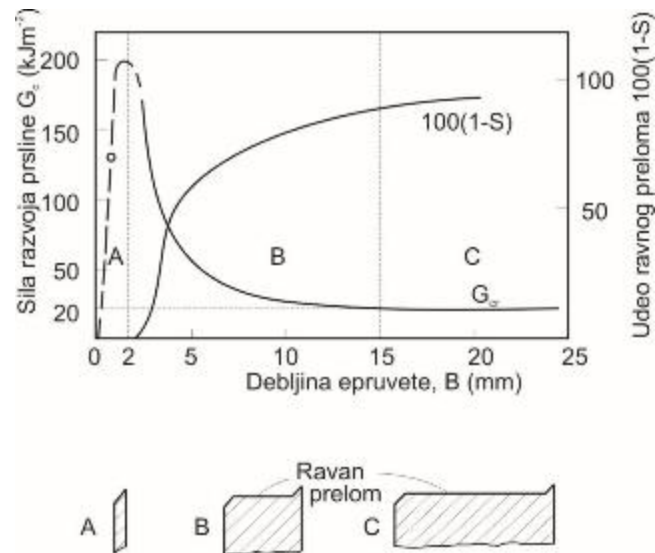


Slika 3.10 Uticaj debljine uzorka - t na žilavost loma- K_I

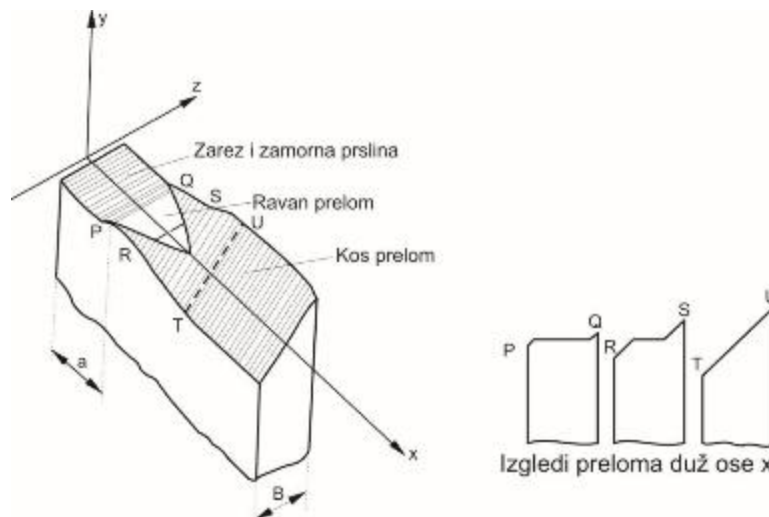
Povećanjem debljine uzorka t smanjuje se žilavost loma K_{Ic} , do ravnog dela krive, kada debljina uzorka više nema uticaja na žilavost loma. Ukoliko je debljina ploče manja od uslovom zadate vrednosti, tada se u materijalu javlja RSN, a žilavost loma se označava sa K_C . Nakon što je dostignuta izvesna debljina, kritični faktor intenziteta napona ostaje konstantan.

Ukoliko uslovi RSD nisu zadovoljeni, odnosno ako je debljina manja od t_{min} , materijal pokazuje veću otpornost na rast prslina. Postoje tri karakteristične oblasti na dijagramu zavisnosti žilavosti loma do debljine, koje su označene sa A, B i C na Slici 3.11. Oblast A (male debljine): žilavost loma raste sa povećanjem debljine, uspostavljeno je ravno stanje napona, a prelomna površina je kosa. Oblast B (srednje debljine): žilavost loma se smanjuje sa povećanjem debljine, na bočnim površinama je ravno stanje napona, koje ka sredini prelazi u RSD, prelom je delimično ravan, dok je na bočnim površinama kos, kao na Slici 3.12. Oblast C (velike debljine): uspostavlja se konstantna veličina žilavosti loma, površina loma je pretežno ravna.

Na kritični faktor intenziteta napona - K_{Ic} utiču razni faktori: vrsta materijala, mikrostruktura, temperatura, intenzitet napona, odnosno brzina dejstva (učestanost) opterećenja.



Slika 3.11. Promena žilavosti loma i udela ravnog preloma sa debljinom epruvete – šematski prikaz [30]



Slika 3.12. Izgled površine preloma pri prelaznom obliku loma [30]

Vrednost K_{Ic} se povećava sa smanjenjem veličine zrna u mikrostrukturi materijala. Takođe, na vrednost K_{Ic} utiče i orijentacija zrna materijala, što je direktno povezano sa načinom dobijanja polufabrikata: livenje, valjanje, kovanje. Mnoge operacije u toku proizvodnje prouzrokuju promene oblika metalnog zrna, koje opet prouzrokuju promene karakteristika materijala tako da one nisu iste u sva tri pravca. Sa povećanjem temperature povećava se vrednost žilavosti loma. Tehnološki postupci ojačanja materijala, kojima se

povećava vrednost napona na granici tečenja σ_Y , u principu smanjuju žilavost loma. Kod većine konstrukcionih materijala K_{Ic} ne zavisi od geometrije dela (oblik i dimenzije). Ukoliko je vrednost žilavosti loma niža, u materijalu se javlja krt lom, odnosno ukoliko materijal ima višu vrednost K_{Ic} , javiće se plastičan lom.

Dakle, K_{Ic} je karakteristika materijala od izuzetnog značaja pri projektovanju mašinskih delova, na koju je potrebno je obratiti posebnu pažnju pri izboru materijala.

3.1.4 Značaj energetskeg kriterijuma

Energetski kriterijum kaže da je $G = R$, odnosno iz jednačine (3.12) sledi:

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} = R \quad (3.27)$$

Jednačina (3.27) pokazuje da se lom javlja kada proizvod $\pi\sigma^2 a$ dostigne vrednost ER . Proizvod $\pi\sigma^2 a = K$, te se iz toga može zaključiti da će doći do pojave loma kada važi:

$$K = K_C = \sqrt{ER} \quad (3.28)$$

A otpornost na lom je tada :

$$R = \frac{K_C^2}{E} \quad (3.29)$$

Može se izvesti zaključak da je energetski kriterijum loma, proistekao iz zakona o očuvanju energije, doveo do istih rezultata kao i kriterijum loma izveden na osnovu naprezanja na vrhu prsline.

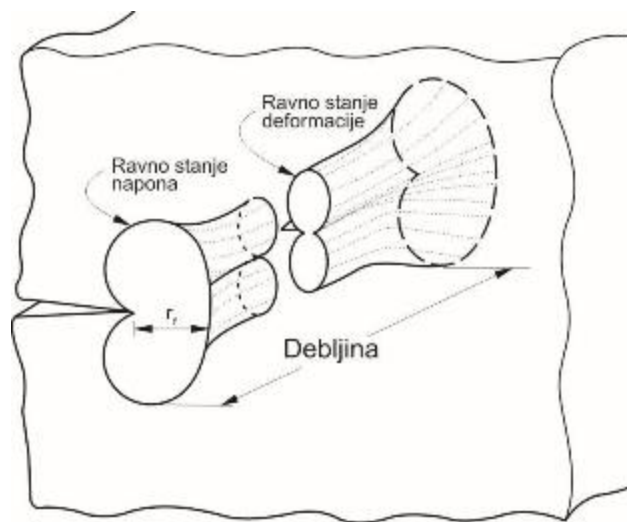
3.2. Elasto-plastična mehanika loma (EPML)

U slučaju postojanja prsline ili zareza u strukturi, dolazi do preraspodele napona u blizini njihovog vrha, tj do pojave koncentracije napona. Pod dejstvom povišene vrednosti napona kod duktilnih materijala u toj zoni nastaje plastična deformacija. Kada se na vrhu

prslina pojavi plastična zona značajne veličine, više se ne može jednim parametrom opisati polje napona i deformacija, kao što je to moglo sa faktorom intenziteta napona K_I . Takođe, žilavost loma materijala se više ne može definisati kao njegova kritičnom vrednost. Iz tog razloga neophodno je uvođenje drugih parametara, koji nisu ograničeni uslovima linearno elastičnog ponašanja materijala, već su merodavni u uslovima elasto-plastičnog ponašanja. To su: otvaranje vrha prsline δ i J integral.

3.2.1. Plastičnost vrha prsline

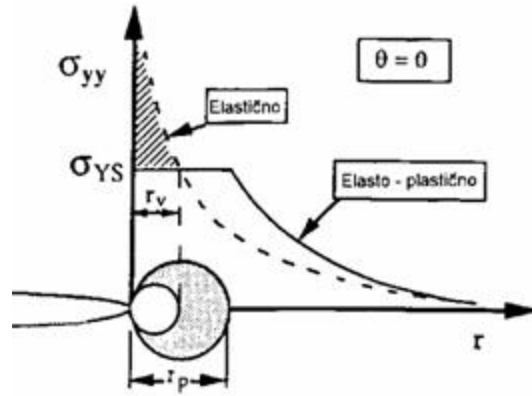
Plastična zona na vrhu prsline prikazana je na Slici 3.13. Na bočnim površinama je izražena plastična deformacija pri ravnom stanju napona (RSN), dok je u sredini mala zona plastične deformacije koja odgovara stanju ravne deformacije (RSD).



Slika 3.13. Plastične zone ispred vrha prsline [24]

Neka je veličina plastične zone na vrhu prsline r_p , Slika 3.14. U okviru plastične zone (r_p), napon je konstantan ($\sigma_{yy} = \sigma_Y$) i ne prelazi napon tečenja σ_Y , što omogućava jednostavnu aproksimaciju veličine poluprečnika plastične zone. U slučaju I vrste opterećenja za $\theta=0$ napon u y pravcu je (iz jed. 3.20):

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r_p}} \quad (3.30)$$



Slika 3.14. Naponsko stanje oko vrha prsline; elasto - plastično ponašanje materijala [24]

Dimenzija plastične oblasti na vrhu prsline dobija se kada se napon σ_y izjednači sa naponom na granici tečenja σ_Y (za slučaj RSN). Ovo je Irvinova korekcija poluprečnika plastične zone, što je najjednostavniji način uvođenja plastičnosti u analizu ponašanja materijala oko vrha prsline, [17]:

$$r_p = 2r_y = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \text{ za RSN}; \quad (3.31)$$

$$r_p = 2r_y = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \text{ za RSD} \quad (3.32)$$

U slučaju predstavljanja plastične zone trakom popuštanja po modelu Dagdejla, [18], moguća su i drugačija tumačenja veličine plastične zone. Dagdejlov model predstavlja zamišljenu dugu plastičnu zonu na vrhu prsline kod beskonačne ploče, opterećene na zatezanje upravno na pravac prsline. Ceo koncept ovog modela svodi se na to da na vrhu prsline deluje pritisno opterećenje koje zatvara prslinu σ_y . Drugi tip opterećenja koji se ovde javlja je udaljeno opterećenje σ , koje je zatezno. Kao rezultat dobija se vrednost efektivnog faktora intenziteta napona:

$$K_{Ief} = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \left(\frac{\pi \cdot \sigma}{2\sigma_Y} \right)} \quad (3.33)$$

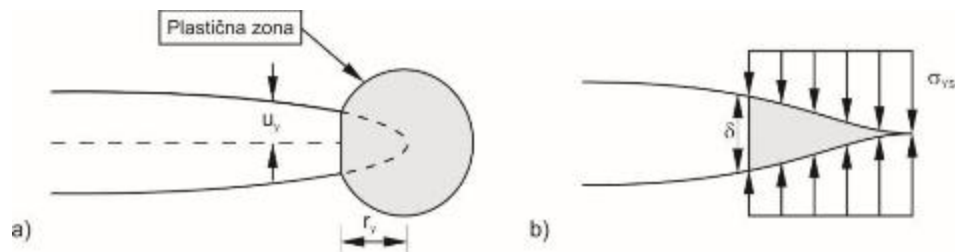
Odnosno:

$$K_{Ief} = \sigma_Y \sqrt{\pi a} \left\{ \frac{8}{\pi^2} \ln \left[\sec \left(\frac{\pi \cdot \sigma}{2\sigma_Y} \right) \right] \right\}^{0,5} \quad (3.34)$$

Plastično deformisana zapremina mora da bude unutar zone u kojoj dominira singulariet. Ako plastična zona postane suviše velika, onda singularitet više ne postoji i korigovani faktor intenziteta napona K_I nije važeći parametar za definisanje stanja u blizini vrha prsline.

3.2.2. Otvaranje vrha prsline (CTOD)

Kod duktilnih materijala površine prsline razdvojuju se pre loma, a nastala plastična deformacija zatupljuje oštar vrh prsline. Vels je primetio ovu pojavu kada je pokušao da izmeri K_{Ic} kod nekih konstrukcijskih materijala, [19]. Kako je zatupljenje vrha prsline raslo proporcionalno žilavosti materijala, to je Vels predložio otvaranje vrha prsline (eng. *crack tip opening displacement* - CTOD) kao meru žilavosti loma materijala. Otvaranje vrha prsline našlo je veliku primenu jer može jednostavno da se odredi, a daje dobre rezultate. Primenjivo je čak i u komplikovanim problemima. Iako je CTOD priznat i široko primenjivan parametar elasto-plastične mehanike loma, njegova osnovna mana je nedostatak teorijske osnove.



Slika 3.15. Modeli otvaranja prsline: a) Irvinov, b) Dagdejlov (model trake popuštanja)

[24]

U oblasti srazmerno malog tečenja – SSY (eng. *small-scale yielding*), može da se uspostavi veza između CTOD i K_I . Razmatrajući prslinu sa malom plastičnom zonom ispred vrha, Irvin je pretpostavio da se ona ponaša isto kao i prsline sa oštrim vrhom, ali malo veće dužine, $a+r_y$, gde je r_y Irvinova korekcija usled plastičnosti (Slika 3.15). Ako se za Irvinovu korekciju r_y uzme vrednost za RSN (jednačina 3.31) dobija se da je CTOD, δ_I :

$$\delta_t = \frac{4}{\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_Y E} \quad (3.35)$$

Ovo je model koji povezuje CTOD i K_I , ali je dosta uprošćen. Mnogo realnije rezultate daje model trake popuštanja (eng. *strip yield model*) koji je predložio Dagdejl, [18] (Slika 3.15b). Primenom modela trake popuštanja dobija se:

$$\delta_t = \frac{8\sigma_Y a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_Y} \right) = \frac{K_I^2}{\sigma_Y E} \left[1 + \frac{1}{6} \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_Y} \right)^2 + \dots \right] \quad (3.36)$$

Ako se zadrži samo prvi član reda dobija se izraz:

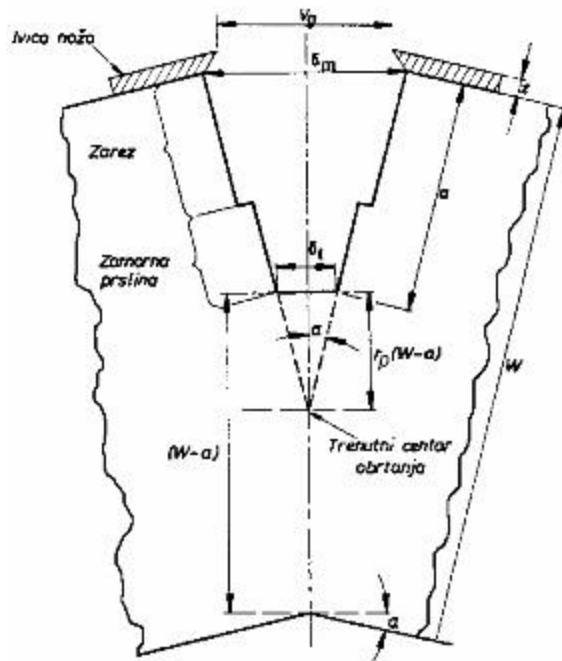
$$\delta_t = \frac{K_I^2}{\sigma_Y E} = \frac{G}{\sigma_Y} \quad (3.37)$$

koji se od jednačine (3.36) razlikuje za približno 28%. Kako Dagdejlov model važi za RSN i idealno plastični materijal (bez ojačanja), to je za drugačije uslove neophodna korekcija jednačine (3.37):

$$\delta_t = \frac{K_I^2}{m\sigma_Y E} = \frac{G}{m\sigma_Y} \quad (3.38)$$

gde je m bezdimenziona konstanta, koja iznosi 1,0 za RSN i idealno plastični materijal, a između 1,0 i 2,6 za RSD i materijal koji ojačava.

Standardno merenje CTOD-u, kom se otvaranje vrha prsline određuje na osnovu relacije sa izmerenom veličinom v_g , prikazano je na Slici 3.16.



W - širina epruvete

a - dužina prsline

α - ugao savijanja

z - debljina noževa

r_p - poluprečnik centra obrtanja

v_g - otvaranje noževa

δ_m - otvaranje usta prsline

δ_t - otvaranje vrha prsline,

$$\delta_t = \frac{K^2(1-v^2)}{2\sigma_{YS}E} + \frac{r_p(W-a)v_g}{[r_p(W-a)+a_0+z]}$$

za debljine epruvete do 50 mm

Slika 3.16. Geometrijske karakteristike za određivanje CTOD pri ispitivanju epruvete na savijanje [24]

3.2.3. J integral

Rajs (Rice) [20] je uz pomoć energetskog pristupa definisao parametar za opisivanje ponašanja materijala pri lomu, koji se može koristiti i u LEML i u EPML. Taj parametar nazvao je J -integral i on u osnovi predstavlja smanjivanje potencijalne energije Π usled prirasta prsline Δa za vreme eksperimenta. Uvođenje J integrala se pripisuje Rajsu, jer je on prvi prepoznao njegov značaj i osmislio analitičko i eksperimentalno određivanje, nezavisno od nekih prethodnih, sličnih izraza, npr. Čerepanova i Ešelbija (Cherepanov, Eshelby), [31, 32].

Tri su bitne odlike J integrala na kojima se zasniva njegova primena u mehanici loma:

- Nezavisnost od putanje integracije, što omogućava jednostavno numeričko, analitičko ili eksperimentalno određivanje.
- Mogućnost opisa elasto-plastičnog polja napona i deformacije oko vrha prsline, analogno ulozi faktora intenziteta napona u opisu odgovarajućih linearno elastičnih polja.

- Mogućnost identifikacije sa brzinom oslobađanja energije, što obezbeđuje njegovo tumačenje kao energetske parametra.

U svakom od navedenih svojstava postoji i ograničenje u primeni ovog parametra. U pitanju je zahtev da se elasto-plastično ponašanje materijala definiše u okviru tzv. deformacione teorije plastičnosti, tj. (matematički posmatrano) kao nelinearno elastično. To znači da J integral važi samo u slučaju da nema rasterećenja u oblasti plastične deformacije, što je po pravilu ispunjeno kod srazmerno malih plastičnih deformacija i malog rasta dužine prsline. Iskustvo pokazuje da J integral može uspešno da se primeni i van navedenih granica.

Po Rajsu, J integral je definisan kao konturni integral, [20] (Slika 3.17):

$$J = \oint_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (3.39)$$

gde je:

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

Γ - putanja integracije;

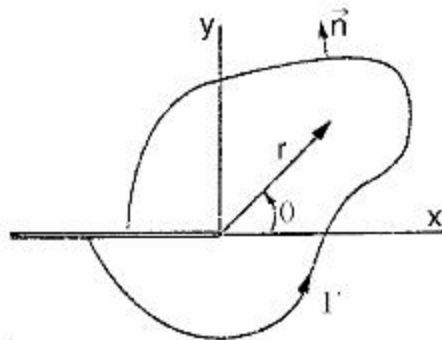
ds - element dužine luka;

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

u_i - pomeranje,

n_i - jedinična normala na Γ

Rajs je dokazao da je J integral nezavisan od putanje za dvodimenzionalne ravanske probleme u odsustvu zapreminskih i inercijalnih sila, u slučaju nelinearno elastičnog materijala, koji je homogen barem u pravcu prsline.



Slika 3.17 Putanja integracije za J integral [24]

J integral kao parametar naponskog i deformacionog polja oko vrha prsline kod nelinearnih elastičnih materijala nezavisno su prikazali Hačinson (*Hutchinson*) [33], Rajs i Rozengren (*Rice, Rosengren*), [34]. Ponašanje opisuje Ramberg – Osgudova relacija:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (3.40)$$

gde je σ_0 referentni napon, obično jednak naponu tečenja,

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

α - bezdimenziona konstanta,

n - eksponent deformacionog ojačanja, Slika 3.18.

Relativno komplikovana matematička analiza kao krajnji rezultat daje izraze poznate pod nazivom HRR (Hačinson - Rozengren - Rajs) polja:

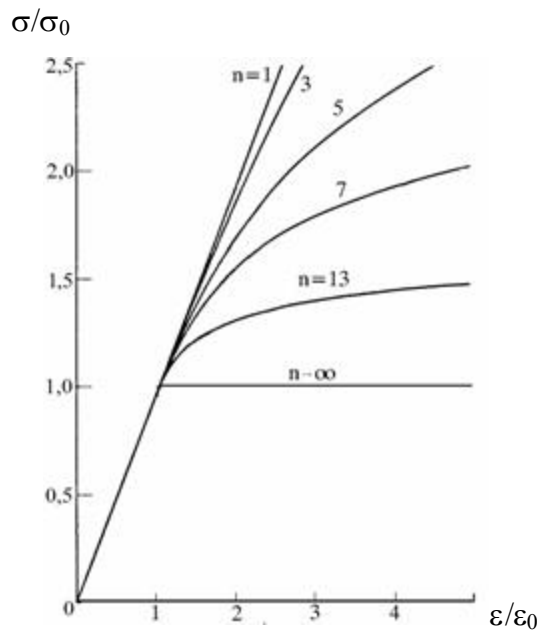
$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta)$$

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (3.41)$$

gde je:

I_n - integraciona konstanta koja zavisi od n ,

σ_{ij} i ε_{ij} - bezdimenzione funkcije od n i θ , koje su različite za RSN i RSD, [33].



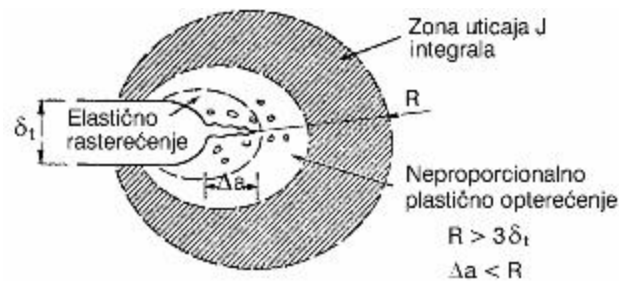
Slika 3.18. Ramberg - Osgudova relacija [30]

Za $n=1$ dobija se linearno elastični singularitet ($r^{-1/2}$), a za $n=0$ idealno plastični singularitet (r^{-1}).

J integral definiše amplitudu HRR polja, kao što faktor intenziteta napona karakteriše amplitudu linearno elastičnih polja napona i deformacija. J integral u potpunosti opisuje stanje unutar zone plastičnosti. Takođe, HRR polje ima isti nedostatak kao i linearno elastična polja, jer predviđa beskonačni napon kada $r \rightarrow 0$. Međutim, kao što je zona plastičnosti remetila linearno elastičnu raspodelu napona oko vrha prsline, tako se kod HRR polja singularna raspodela napona remeti usled zatupljenja prsline, koje smanjuje lokalni troosni napon. Da bi se osiguralo postojanje J singularnog polja oko vrha prsline potrebno je zadovoljiti neke uslove. Oko vrha prsline je područje u kojem se materijal značajno deformiše, uz pojavu šupljina, klizanja i drugih oblika izvan oblasti proučavanja mehanike kontinuuma (Slika 3.19). Ovo područje, koje se naziva "procesna zona loma", mora da bude malo u odnosu na dimenzije tela, što je ispunjeno ako važi, [30]:

$$B, b, a < 25 \frac{J}{\sigma_0} \quad (3.42)$$

gde je $b=W-a$ ligament.



Slika 3.19 Uticaj J integrala na procesnu zonu loma [30]

Rajs je osmislio analitičko i eksperimentalno određivanje J -integrala, koji u osnovi predstavlja smanjivanje potencijalne energije Π usled rasta prsline Δa za vreme eksperimenta [20]. Kako je već pokazano u odeljku 3.1.1, za linearno elastične materijale definicija brzine oslobađanja energije je $G = -d\Pi/da$. Ista definicija može se primeniti i za nelinearno elastične materijale, zamenom G sa J , [24]:

$$J = -\frac{1}{B} \frac{d\Pi}{da} \quad (3.43)$$

gde je: Π potencijalna energija, a dužina prsline, B debljina tela, Slika 3.20a. Potencijalna energija tela sa prslinom je data preko:

$$\Pi = U - W \quad (3.44)$$

gde je: U deformaciona energija, a W rad spoljnih sila.

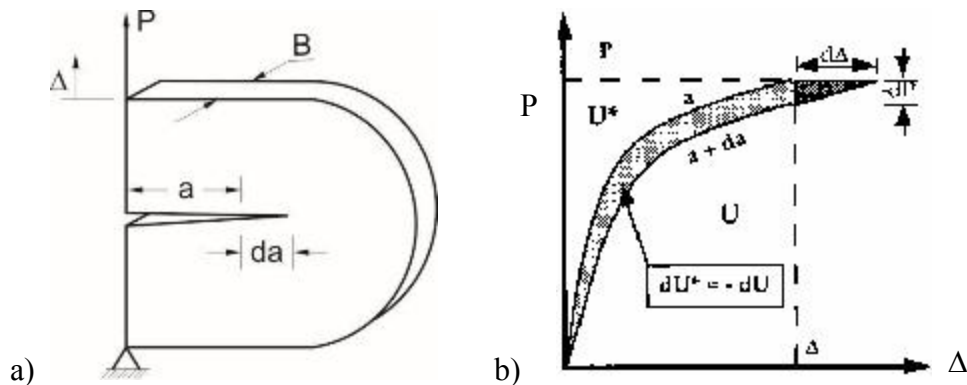
Ako se analizira ploča sa ivičnom prslinom opterećena u kontroli sile dobija se :

$$\Pi = U - P\Delta = -U^* \quad (3.45)$$

U^* je komplementarna deformaciona energija (eng. *complementary strain energy*), data izrazom $U^* = \int_0^P \Delta dP$, pa važi:

$$J = \left(\frac{dU^*}{da} \right)_P \quad (3.46)$$

za telo jedinične debljine ($B=1$).



Slika 3.20. a) Telo sa ivičnom prslinom, b) Zavisnost sile od pomeranja [24]

Ako je opterećenje dato u kontroli pomeranja, J može da se izrazi kao:

$$J = -\left(\frac{dU}{da} \right)_\Delta \quad (3.47)$$

Kako se dU^* i $-dU$ razlikuju za $dPd\Delta/2$, Slika 3.20b, što je zanemarljivo u poređenju sa dU , te su vrednosti J , date izrazima (3.46) i (3.47), praktično jednake. Ako se izraz za U^* zameni u (3.46), dobija se:

$$J = \left(\frac{\partial}{\partial a} \int_0^P \Delta dP \right)_P = \int_0^P \left(\frac{\partial \Delta}{\partial a} \right)_P dP \quad (3.48)$$

a takođe može da se pokaže da važi:

$$J = - \left(\frac{\partial}{\partial a} \int_0^{\Delta} P d\Delta \right)_{\Delta} = - \int_0^{\Delta} \left(\frac{\partial P}{\partial a} \right)_{\Delta} d\Delta \quad (3.49)$$

Analogna analiza može da sprovede za LEML, u kom slučaju bi krive sila - pomeranje, (Slika 3.20b) bile prave linije. Prema tome, J je najopštija verzija brzine oslobađanja energije koja se odnosi na nelinearne probleme. Za linearno elastični materijal važi:

$$J = G = K_I^2 / E^* \quad (3.50)$$

Gde je E^* efektivni Jangov modul:

$$E^* = \begin{cases} E, & \text{pri RSD} \\ \frac{E}{1-\nu^2}, & \text{pri RSN} \end{cases} \quad (3.51)$$

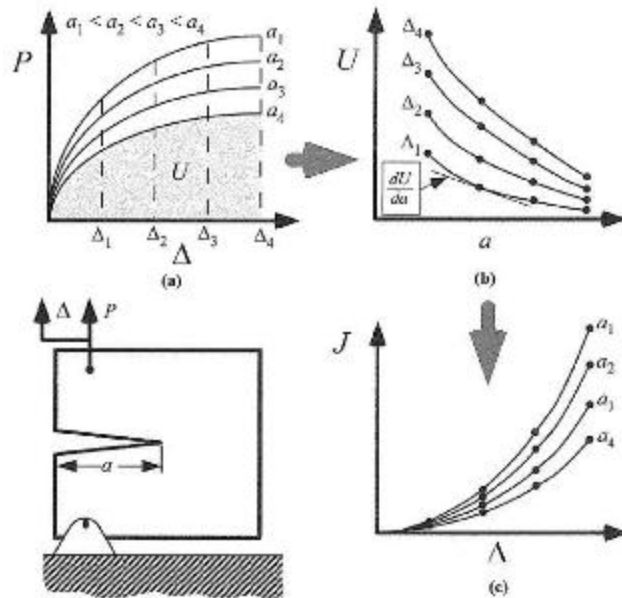
Između vrednosti faktora intenziteta napona i brzine oslobađanja energije može se definisati veza:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E^*}, \quad G_{II} = \frac{K_{II}''}{E^*} \quad (3.52)$$

U slučaju mešovitog opterećenja se često koristi relacija:

$$G = G_I + G_{II} = \frac{K_I^2}{E^*} + \frac{K_{II}^2}{E^*} \quad (3.53)$$

Jednačine 3.46 - 3.49 mogu da se iskoriste pri eksperimentalnom određivanju J integrala, kao što su pokazali Bigli i Landes (*Begley, Landes*), [35], ispitivanjem serije uzoraka koji su se razlikovali samo po dužini prsline, Slika 3.21.



Slika 3.21 Shematski prikaz određivanja J integrala kao brzine oslobađanja energije [24]

Na osnovu dijagrama sila - pomeranje ($P-\Delta$), Slika 3.21a, odnosno površina ispod krive $P-\Delta$, može da se odredi deformaaciona energija U , čime je omogućeno dobijanje zavisnosti $U-a$, Slika 3.21b. Imajući u vidu jednačinu (3.44), J može da se tumači kao nagib tangente na krivu na Slici 3.21b, pa je moguće dobiti dijagram J - pomeranje ($J-\Delta$) pri različitim dužinama prsline, Slika 3.21c.

Ovaj opisani postupak je teorijski dobro utemeljen, ali ima i bitne nedostatke. Pre svega, potreban je veliki broj epruveta da bi se odredio priraštaj J integrala pri porastu dužine prsline. Mnogo zgodnija je uvedena tehnika rada sa jednom epruvetom („single-specimen”).

3.3. Parametri mehanike loma u proceni integriteta konstrukcije

Proučavanje loma samog po sebi nije konačni cilj mehanike loma, već upravo suprotno - kako ga sprečiti. Upravo ovim su postavljeni temelji nove naučne discipline, integriteta konstrukcije. Intenzivni razvoj mehanike loma kao naučne discipline kao i njena praktična primena, donela je značajne promene u inženjerskoj praksi. Prvi put kriterijumi mehanike loma primenjeni su u slučaju Aljaska cevovoda od Aljaske do SAD. Naime, konzervativni standardi o dozvoljenim greškama u zavarenom spoju nalagali su da brojne greške u kružnim zavarenim spojevima koje su otkrivene IBR metodama moraju biti popravljene. Sama ekonomska neopravdanost ovih reparacija, kao i mogućnost da se prilikom njihovih izvođenja mogu načiniti nove greške, dovele su do zaključka da rešenje problema treba tražiti negde drugde. Zatraženo je mišljenje Nacionalnog biroa za standarde (*National Bureau of Standards - NBS*), danas Nacionalni institut za standarde i tehnologiju (*National Institute of Standards and Technology - NIST*), koji je detaljnom analizom parametara mehanike loma baziranom na konceptu otvaranja vrha prsline dao rezultate koji su zvanično prihvaćeni. To je drastično smanjilo obim popravke i izbegnuti su nepotrebni troškovi. Međutim, najvažnije je istaći da je značaj bio u tome što je ovo istraživanje dovelo do zaključka da „je analiza mehanike loma prihvatljiva osnova za dopušteni izuzetak od postojećih standarda pod određenim okolnostima, ako takva analiza daje ubedljivu i konzervativnu (sigurnu) procenu integriteta konstrukcije“, [30].

Još jedan primer značajne promene u inženjerskoj praksi je prelazak sa klasičnog principa konstruisanja komponenti koje rade u uslovima zamora, na princip konstruisanja sa sigurnišću od loma. Princip konstruisanja komponenti koje rade u uslovima zamora (tzv „*safe-life*“ princip) podrazumeva primenu Velerove krive pri određivanju veka komponente bez prsline, dok je princip konstruisanja sa sigurnišću od loma (tzv „*fail-safe*“ princip) kod koga se vek određuje kao period rasta prsline od neke početne veličine do veličine prsline koja je kritična u odnosu na krti lom (nešto više o ovome biće reči u poglavlju 4). Ovde je još od većeg značaja dostignuti nivo mehanike loma kao naučne discipline, a posebno istraživanja u vezi sa rastom zamorne prsline. Naime, prikupljena saznanja o rastu zamorne prsline su omogućila da se, sa dovoljnom sigurnošću, utvrdi preostali vek komponente sa prslinom i na taj način proceni da li komponenta može da radi do sledeće kontrole. Na taj način omogućeno je da se čak i najodgovornije komponente ne zamenjuju pre nego što se redovnim kontrolama ne otkriju prsline ili slične

greške. Pri tome je komponenta konstruisana tako da u slučaju postojanja prslina manje od minimalne veličine koju može da otkrije primenjena IBR metoda (tzv „prag metode“), njen vek bude duži od vremenskog perioda do sledeće kontrole, kao što je šematski prikazano na Slici 4.21 (poglavlje 4). Tako npr. u slučaju diskova mlaznih motora, gde je primećeno da se na 1.000 zamenjenih diskova samo kod jednog pojavila prslina dužine 0,75mm, pokazano je da bi se primenom ovog principa u periodu od 20 godina za 23 motora ostvarila ušteda od 1.000.000.000\$ u odnosu na prvobitnu varijantu sa zamenom diskova posle propisanog radnog veka, [36].

Osnovna promena koju je mehanika loma unela u inženjersku praksu je prihvatanje neminovnosti postojanja prslina i sličnih grešaka, te neophodnost analiziranja njihovog uticaja na integritet konstrukcije. Osnovni zadatak mehanike loma je da matematički poveže tri promenljive veličine: napon, veličina greške i žilavost loma, kako je prikazano na Slici 3.1. Tako, ako je poznat napon (na osnovu opterećenja i geometrije konstrukcije) i žilavost loma materijala konstrukcije (na osnovu ispitivanja), onda može da se odredi kritična veličina greške. Čest slučaj u praksi je da se IBR metodama otkrije prslina u konstrukciji, za koju se onda određuje kritični napon na osnovu poznate žilavosti loma, ili se određuje minimalna vrednost žilavosti loma materijala na osnovu naponskog stanja konstrukcije. Ovaj koncept može da se primeni još u fazi projektovanja, ako se pretpostavi postojanje prslina čije su dimenzije jednake osetljivosti opreme za IBR, pa se odredi dozvoljeni napon na osnovu žilavosti loma, ili obrnuto, [30].

Metodologija primene mehanike loma zavisi od raspoloživih podataka, ponašanja materijala, uticaja okoline i opterećenja konstrukcije, koje može biti statičko i dinamičko. U slučaju statičkog opterećenja treba razlikovati ponašanje materijala koje se opisuje kao linearno elastično („srazmerno malo tečenje“) od ponašanja materijala kod koga ne može da se zanemari njegova plastičnost. U prvom slučaju se primenjuje linearno elastična mehanika loma (LEML), dok se u drugom slučaju, u zavisnosti od oblika plastičnog tečenja, primenjuju različite varijante elasto-plastične mehanike loma (EPML). U slučaju dinamičkog opterećenja takođe treba razlikovati linearno elastično od elasto-plastičnog ponašanja materijala. Poseban značaj ima zamor kao tipični mehanizam rasta prslina pod dejstvom cikličnog opterećenja. Na kraju, uticaj okoline može da bude od presudnog značaja (uticaj povišene temperature ili korozije), [30].

3.3.1. Primena linearno elastične mehanike loma

Primena LEML se zasniva na faktoru intenziteta napona K_I koji predstavlja opterećenje u kombinaciji sa geometrijom konstrukcije, uključujući oblik i veličinu prsline. Krična vrednost FIN-a, žilavost loma K_{Ic} , kako je već rečeno, je svojstvo materijala. Na osnovu tumačenja ovih parametara LEML i energetskog kriterijuma Grifita, dobijaju se jednostavne zavisnosti kojima se procenjuje integritet konstrukcije:

$K_I \leq K_{Ic}$ – integritet konstrukcije nije ugrožen

$K_I > K_{Ic}$ – integritet konstrukcije je ugrožen (jer je moguć krti lom)

Kao primer za ilustraciju primene LEML u konstruisanju može se uzeti izbor materijala za posude pod pritiskom. Projektni zadatak je izbor materijala za cilindričnu posudu pod pritiskom, uz uslov da debljina bude što manja, čime su se bavili mnogi autori, npr. [37,38]. Tradicionalni način projektovanja podrazumevao bi da dozvoljeni napon ne sme da pređe napon tečenja podeljen stepenom sigurnosti (koji može biti npr. 2). S druge strane, princip LEML kao kriterijum izbora materijala uzima žilavost loma materijala K_{Ic} , uz isti odnos prema stepenu sigurnosti, kao dodatno obezbeđenje konstrukcije od loma. Konzervativnost primene LEML je obezbeđena i bez primene stepena sigurnosti, jer se K_{Ic} određuje za uslove RSD, a posuda je realno u uslovim RSN.

Standardna procedura, da se izabere materijal sa što većom čvrstoćom, prikazana je u uprošćenoj varijanti u Tabeli 3.1, za nekoliko vrsta čelika (mikrolegirane, ugljenične i jedan poboljšan) [38]. Uticaj priključaka i ostalih koncentratora napona je zanemaren, a debljina je određena po kotlovskoj formuli $t=2pR/\sigma_Y$ (stepen sigurnosti je 2) za posudu prečnika $D=1000$ mm, dužine $L=6000$ mm, unutrašnjeg pritiska $p=100$ bar. Sa stanovišta klasičnog projektovanja najbolji je čelik ANSI 4340, jer ima najviši napon tečenja.

Tabela 3.1. Debljina prema tradicionalnom projektovanju

čelik	Nominalni napon tečenja, MPa	Projektni napon, MPa	Debljina, mm
Nioval 47 [39]	470	235	42,5
Sartid [40,41]	500	250	40,0
Nio mol 490	490	245	40,8
Mikral 690 [42]	690	345	27,9
Č0563	360	180	50,5
Č0363	240	120	75,7
ANSI 4340	1200	600	16,7

Međutim, taj materijal ima veoma nepovoljnu vrednost žilavosti loma, a mora se uzeti u obzir i njegova problematična zavarljivost. Ukoliko pretpostavimo da u zavarenom spoju postoji prolazna podužna prslina (što je tipična greška) dužine $2a=50$ mm, treba odrediti K_{Ic} i izračunati K_I za projektno opterećenje i postojeću dužinu prsline. Žilavost loma K_{Ic} određuje se za ZUT, jer tu po pravilu ima najmanju vrednost, a $K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$, kao najjednostavniji slučaj. Za date podatke dobijene vrednosti date su u Tabeli 3.2., gde se jasno vidi na osnovu najmanje debljine zida prema oba kriterijuma, da su najbolji izbor čelici Sartid i Niomol 490.

Tabela 3.2 Debljina prema LEML i prema oba kriterijuma [39-42]

čelik	Žilavost loma ZUT, MPa \sqrt{mm}	Debljina prema LEML, mm	Kritična dužina prsline, mm	Debljina prema oba kriterijuma, mm
Nioval 47 [39]	50	100	32	100
Sartid [40,41]	200	25	63	40
Niomol 490	250	20	71	40,8
Mikral 690 [42]	90	55	36	55
Č0563	125	40	55	50,5
Č0363	200	25	87	75,7
ANSI 4340	60	83,8	20	83,3

Iz ovoga primera jasno se vidi opravdanost uvođenja parametara LEML u savremene principe projektovanja.

3.3.1.1. Prime na principa procurivanja pre loma na projektovanje

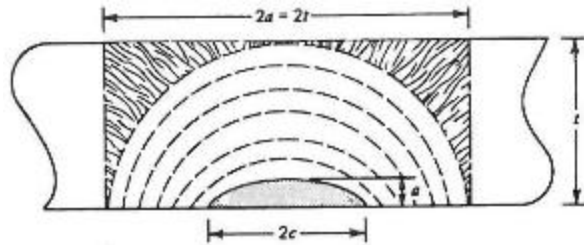
Princip procurivanja pre loma („*leak-before-break*“) predstavlja bitan doprinos konstruisanju posuda pod pritiskom sa sigurnošću od loma. Osnovna ideja je da se obezbede uslovi da, ako postoji prslina, ona raste prvo u dubinu pa tek onda u dužinu. To znači da pre katastrofalnog loma počinje procurivanje posude, što nam daje uslove tj. vreme da se lom spreči.

Najjednostavnija varijanta principa procurivanja pre loma opisana je u [28], i pretpostavlja da u posudi postoji unutrašnja polueliptična prslina dimenzija $a \times 2c$ ($2c > a$), Slika 3.22, koja može da raste usled kombinovanog dejstva opterećenja, korozije i zamora. Ako imamo u vidu tendenciju da prslina ovakvih dimenzija brže raste u dubinu sve dok ne dobije polukružni oblik, može da se pretpostavi da će prslina biti takvog oblika i kada dostigne spoljnu površinu posude, odnosno kada počne procurivanje. Dužina prsline je

onda jednaka dvostrukoj debljini zida posude, $2a=2t$, pa uslov procurivanja pre loma može da se definiše kao:

$$K = \sigma\sqrt{\pi \cdot a} = \sigma\sqrt{\pi \cdot t} < K_{Ic} \quad (3.54)$$

Ovo znači da prslina dužine manje od dvostruke debljine neće izazvati katastrofalan lom i ako do procurivanja dođe, jer nema uslova za njen trenutni rast u podužnom pravcu.



Slika 3.22 Šematski prikaz koncepta procurivanja pre loma [30]

3.3.2. Prime na elasto-plastične mehanike loma-CTOD

Pri proceni intergriteta konstrukcije uzimanje u obzir plastičnosti materijala svodi se na primenu merodavnih parametara elasto-plastične mehanike loma, otvaranja vrha prsline (*crack tip opening displacement*- CTOD) ili J integrala. Otvaranje vrha prsline ima veliku praktičnu primenu (iako nema čvrstu teorijsku osnovu) zbog jednostavnosti određivanja. Podjednako važan i primenjivan je J integral, energetski parametar čvrsto teorijski utemeljen u osnovnim zakonima mehanike kontinuuma, ali koji ima komplikovaniji postupak određivanja.

3.3.2.1. Dijagram analize loma

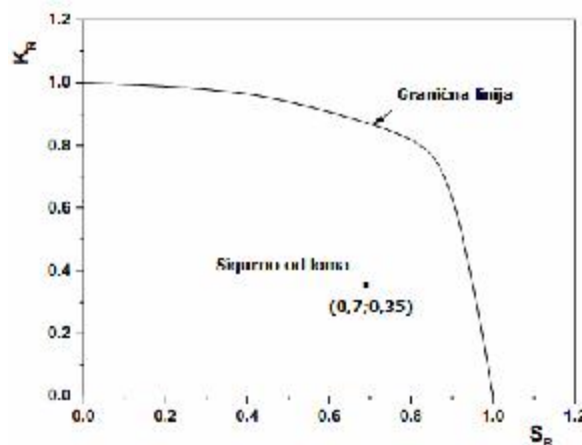
Konstrukcije napravljene od žilavih materijala nisu podložne krtom lomu, ali mogu plastično da se slome (plastični kolaps) ukoliko su preopterećene. Mehanizam plastičnog kolapsa nije obuhvaćen projektnom CTOD krivom, pa je za njegovu analizu neophodan opštiji, dvoparametarski pristup, realizovan preko dijagrama analize loma (*Failure Assessment Diagramme* – FAD), tj. granične krive koja se dobija na osnovu modifikovanog modela trake tečenja za prolaznu prslinu u beskonačnoj ploči, [43]

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_c}{\sigma} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_c} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.55)$$

Gde je $K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$, K_{eff} uvedeno umesto δ ($K_{eff}^2 = \delta \sigma_Y E$), i napon tečenja σ_Y zamenjen naponom kolapsa σ_c , kao pogodnijim kriterijumom tečenja kod realnih konstrukcija. Kao završni korak definišu se bezdimenzionane promenljive: $S_r = \frac{\sigma}{\sigma_c}$ i $K_r = \frac{K_I}{K_{Ic}}$, pri čemu je usvojeno da je K_{eff} jednako žilavosti loma materijala K_{Ic} , pa jednačina (3.55) postaje:

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.56)$$

Ako je materijal potpuno žilav, konstrukcija se lomi plastičnim kolapsom pri $S_r = 1$, a ukoliko je konstrukcija od potpuno krtoeg materijala, lom je za $K_r = 1$. u svim ostalim slučajevima postoji sadejstvo plastičnog kolapsa i krtoeg loma, te su S_r i K_r manji od 1, a parovi odgovarajućih vrednosti čine graničnu krivu, koja je definisana izrazom (3.56) i prikazana na Slici 3.23.



Slika 3.23 Dijagram analize loma

Naponi potrebni za određivanje S_r i K_r razdvajaju se na istu način kao projektne CTOD krive, na primarne i sekundne, a pri određivanju S_r uzimaju se samo primarni naponi, jer sekundarni ne utiču na kolaps konstrukcije.

Treba napomenutu da upotreba FAD nije ograničena na K , već da na ordinati mogu da budu i J ili δ , kao i da postoje mnogobrojne modifikacije ovog dijagrama, kao što je npr. „nivo III“ koji proširuje polje plastičnog kolapsa, ili „nivo I“ koji ga uprošćava, kao što je definisano u proceduri PD6493 [30].

4. ZAMORNI VEK KONSTRUKCIJE

Zamorni vek konstrukcije obuhvata period postepenog akumuliranja oštećenja u materijalu elementa konstrukcije u uslovima delovanja dinamičkog opterećenja. Ovaj period se u stvari sastoji iz dve faze: faze iniciranja i faze rasta zamorne prsline sve do konačnog loma konstrukcije. Kako se lomovi u eksploataciji mašinskih konstrukcija javljaju i pored ispunjenih strogih zahteva u pogledu sigurnosti, mora se zaključiti da princip konstruisanja na osnovu dopuštenog napona σ_{dop} i stepena sigurnosti nije dovoljno pouzdan, pogotovo ako se odnosi na konstrukcije koje obuhvataju i sledeće uslove: zavarene konstrukcije sa zaostalim naponom nepoznate veličine, niska radna temperatura ili velika brzina delovanja opterećenja (na primer, udarno opterećenje), velike dimenzije delova, promenljivo (zamorno) opterećenje ili agresivna sredina [44].

Zbog toga se sve veća pažnja posvećuje proučavanju procesa razvoja deformacija i procesa početka i razvoja loma u različitim uslovima.

Neki od glavnih uzročnika loma konstrukcije su:

- nepreciznost pri projektovanju i konstruisanju,
- greške u materijalu,
- nedostaci pri izradi,
- neadekvatno i nepotpuno održavanje,
- radno preopterećenje,
- u okviru radnih zahteva nije uzet u obzir uticaj sekundarnih opterećenja,
- zamorni lom,
- uticaj okruženja (temperatura, vlaga, korozija, dekarbonizacija).

U toku projektne faze nemoguće je uzeti u obzir sve faktore. Takođe, veoma je teško tačno odrediti realan spektar opterećenja, intenzitet i funkcionalnu zavisnost od eksploatacionog vremena (učestanost). Njihovo određivanje se svodi na domen verovatnoće i statistike, tj. na predviđanje događaja.

Proces dobijanja priprema od velikog je uticaja na svojstva materijala. Rezanjem se prekidaju vlakna, što uzrokuje smanjenjem čvrstoće i dinamičkih osobina. Neadekvatna

izrada priprema livenjem može dovesti do pojave grešaka na površini, ali i u materijalu, nehomogenosti, anizotropnosti.

Tokom faze mašinske obrade (izrade) dela, dolazi do nastanka površinskih ogrebotina. Ove nepravilnosti na površini materijala (povećana površinska hrapavost, ogrebotine, pore, rupe, oštre ivice, navoji i sl.) utiču negativno na vek konstrukcije. Ove neželjene pojave mogu se izbeći pažljivom izradom priprema, odnosno njegovom daljom preciznom obradom.

Greške u zavarenim spojevima se mogu razvrstati u tri velike grupe: projektne, zavarivačke i metalurške. Projektne greške uključuju probleme koji se odnose na detalje projekta i konstrukcije, za pogrešno odabranu pripremu žljeba za datu primenu ili neželjene promene u poprečnom preseku. Diskontinuiteti koji nastaju zbog procesa zavarivanja su svrstane u šest grupa i to: prsline, šupljine, čvrsti uključci, nespojena mesta i neprovar, greške oblika i dimenzija i razne nesavršenosti. Pored ovoga, neke specijalne procese zavarivanja prate diskontinuiteti samo za njih svojstveni. Takvi procesi su zavarivanje elektronskim snopom, pod plazmom, pod troskom, trenjem i otporno zavarivanje. Načelno, diskontinuiteti kod ovih procesa nastaju iz istih razloga kao i kod konvencionalnog elektrolučnog zavarivanja, ali zbog prirode procesa i primenjenog oblika spoja ti diskontinuiteti mogu biti usmereni drugačije od već opisanih ili mogu predstavljati poseban problem pri lociranju i oceni, [45].

Razvijene su i neke metode za povećanje veka konstrukcije. Jedna od efikasnih metoda je tzv. "bombardovanje". Ona predstavlja unošenje pritiskog prednapona u strukturu (u površinski sloj), tako da se ona rasterećuje pri dejstvu zateznog opterećenja. Struktura se bombarduje malim česticama velikih brzina i velike čvrstoće, prečnika od 0,1 do 1,0 mm. Rezultat je pojava pritiskog napona u površinskom sloju dubine od 0,25-0,5 prečnika čestice. Time se postiže ojačanje površinskog sloja.

Druga metoda koja se primenjuje za površinsko ojačanje legura čelika (karbonizacija, nitriranje) zasniva se na izlaganju mašinskog dela dejstvu atmosfere koja je bogata ugljenikom, odnosno azotom, pri povišenoj temperaturi. Procesom difuzije ugljenik, ili azot, obogaćuje površinski sloj materijala do dubine od 1mm. Ovim tehnikama se postiže i povećanje veka konstrukcije.

Neke od sledećih metoda takođe obezbeđuju poboljšanje svojstava materijala u površinskom sloju: poliranje i elektropoliranje, nanošenje zaštitnih premaza, anodni način zaštite, čišćenje. Procesima termičke obrade, kao što su kaljenje i otpuštanje, mogu se takođe poboljšati mehaničke osobine.

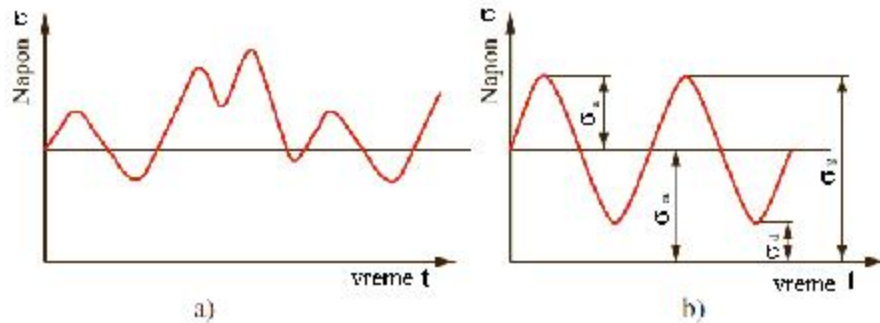
4.1 Konstrukcija u uslovima dinamičkog opterećenja

Veliki broj delova mašina i konstrukcija izložen je u toku rada opterećenjima promenljivim po veličini, a često i po smeru. Još od početka razvoja inženjerskog konstruisanja primećeno je da materijali mnogo teže podnose opterećenja koja se u toku vremena menjaju, nego mirna - statička opterećenja. Dobro je poznato da pri ponavljanju opterećenja i rasterećenja, ili pri naizmenično promenljivom naprezanju, može nastupiti lom pri naponima manjim od statičke nosivosti materijala. Veličina napona koji izaziva lom opada, kada broj ciklusa napona raste. Za pojavu loma je od odlučujućeg značaja veličina opterećenja, kao i učestalost njegovog ponavljanja. Ova pojava smanjenja otpornosti materijala pri promenljivom naprezanju zove se zamaranje, a tako izazvan prelom - prelom usled zamora [46].

Kao osnov za racionalnije dimenzionisanje delova izloženih promenljivim opterećenjima, potrebno je odrediti dinamičku čvrstoću, tj. najveći napon koji materijal može izdržati bez loma i pri neograničenom broju promena opterećenja - ciklusa. Na ovaj način dobija se sigurna konstrukcija sa gledišta dinamičke čvrstoće. Ovo je konzervativni pristup projektovanju, koji daje teže i skuplje konstrukcije. U novije vreme se teži ka projektovanju konstrukcija kod kojih se neće pojaviti oštećenja usled zamora u periodu predviđenog veka upotrebe. Na ovaj način se postiže još racionalnije projektovanje.

Ponašanje materijala pri promenljivom opterećenju nije lako upoznati. Pokazalo se naime da čvrstoća pri promenljivom opterećenju zavisi od čitavog niza uticajnih veličina: kvaliteta i stanja površine, korozionih oštećenja, frekvencije opterećenja, temperature, dimenzije, oblika. Uticaj oblika je toliko velik, da određivanje karakteristika samog materijala nije dovoljna podloga za proračun konstrukcija izloženih promenljivim opterećenjima. Uprkos dugogodišnjem istraživačkom radu, saznanja iz ove oblasti su nedovoljna, tako da u mnogim slučajevima proračun ne može da posluži za odluku o upotrebljivosti neke konstrukcije izložene promenljivom opterećenju, već se na samoj konstrukciji, ili nekom složenijem delu te konstrukcije, moraju izvesti ispitivanja pod uslovima koji su što je moguće više slični uslovima eksploatacije.

Delovi konstrukcija i mašina su izloženi u radu najčešće neravnomernom naizmeničnom opterećenju (Slika 4.1a), mada opterećenje može biti i periodično promenljivo, kao što je prikazano na sl. 4.1b.



Slika 4.1. Shema promenljivog opterećenja [47]
 a) Neravnomerno naizmenično opterećenje
 b) Opterećenje sa konstantnom amplitudom

Amplituda napona σ_a definisana je kao:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (4.1)$$

Srednji napon kao:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (4.2)$$

Uvodi se i pojam količnika napona kao:

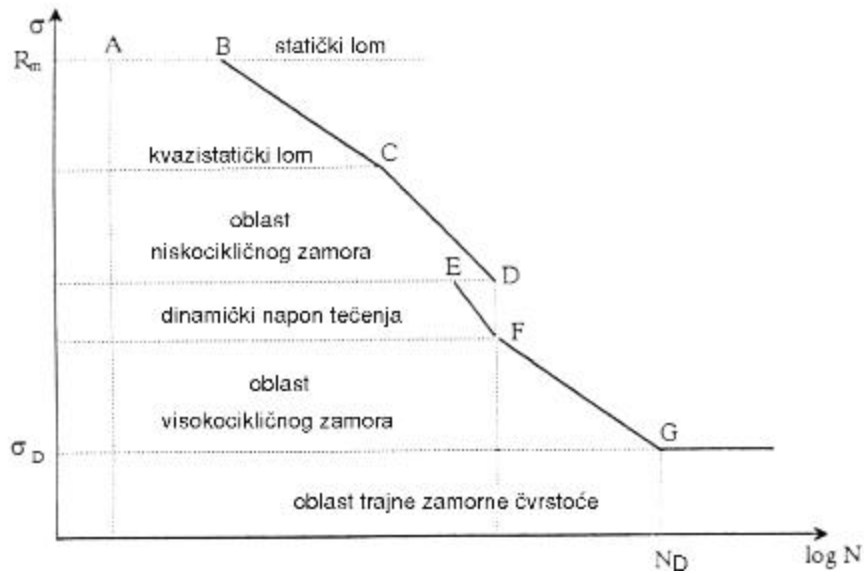
$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (4.3)$$

Mogu se definisati različita promenljiva opterećenja koristeći različite veličine σ_m i σ_a , odnosno σ_{\max} i σ_{\min} . O mogućnostima definisanja ciklusa opterećenja pomoću različitih parametara opterećenja, biće nešto više reči u odeljku 4.5.

Za određivanje veka ovako opterećenog dela potrebno je da naponi koji se zadaju pri ispitivanju imaju isti tok promena kao i u eksploataciji. Za poređenje različitih materijala, kad su u pitanju njihove osobine pri zamoru, kao i za osnovna istraživanja pri periodičnom opterećenju, obično se koristi uprošćen način ravnomernog opterećivanja.

Rezultati ispitivanja koji pokazuju zavisnost promene broja ciklusa do loma u zavisnosti od primenjenog napona prikazuju se dijagramom zamora, tzv. Velerovim dijagramom. Na Slici 4.2, prikazan je opšti oblik dijagrama zamora ($\sigma - \log N$) sa karakterističnim oblastima, gde se vidi zavisnost promene broja ciklusa do loma od primenjenog napona, njegovog karaktera i broja promena ciklusa, [48].

Na vrhu dijagrama su oblasti statičkog i kvazistatičkog loma. Statički lom se javlja u prvom ciklusu opterećenja, a kvazistatički nastaje u kratkom vremenskom intervalu, bez obzira na promenljivi karakter napona, tako da su one suštinski iste. Zatim sledi oblast niskocikličnog zamora i oblast dinamičkog napona tečenja, koja je prelazna oblast iz



Slika 4.2 Opšti oblik dijagrama zamora sa karakterističnim oblastima

niskociklične u visokocikličnu oblast zamora. Broj ciklusa koji odgovara ovom prelazu je relativno mali (npr. za čelike je to $N < 5 \times 10^4$). Dijagram zamora se završava asimptotski u odnosu na nivo napona pri kome ne dolazi do loma epruvete ili elementa. Ovaj maksimalni napon σ_D naziva se trajna zamorna (dinamička) čvrstoća, a oblast ispod tog nivoa napona, oblast trajne zamorne čvrstoće.

Ponašanje materijala pri delovanju promenljivog opterećenja nije lako oceniti. Pokazalo se da dinamička čvrstoća zavisi od čitavog niza uticajnih faktora [46]:

- uslova izrade i prerade,
- dimenzija,
- vrste naprezanja,
- kvaliteta i stanja površine,
- frekvencije opterećenja,
- temperature,
- korozije,
- kratkotrajnih preopterećenja,
- koncentracije napona izazvane uticajem zareza.

Zajednički uticaj ovih faktora može se tačno odrediti jedino ispitivanjem delova konstrukcija. Iako su ova ispitivanja skupa primenjuju se sve češće, naročito kada se radi o odgovornijim i složenijim elementima konstrukcije.

4.2. Osnovni koncepti projektovanja u odnosu na zamor materijala

Već je istaknuto da pojava loma konstrukcije može nastati u toku proizvodnje, montaže, transporta ili eksploatacije, te da lom može biti prouzrokovan statičkim preopterećenjem - statički lom, ali nastanak prsline u konstrukcijama prvenstveno je uzrokovan dejstvom dinamičkog opterećenja, poznatog kao zamorno opterećenje. Takođe, na pojavu prsline bitno utiču i drugi parametri (temperatura, vlaga, korozija) koji, u kombinaciji sa dinamičkim opterećenjem, mogu dovesti do loma.

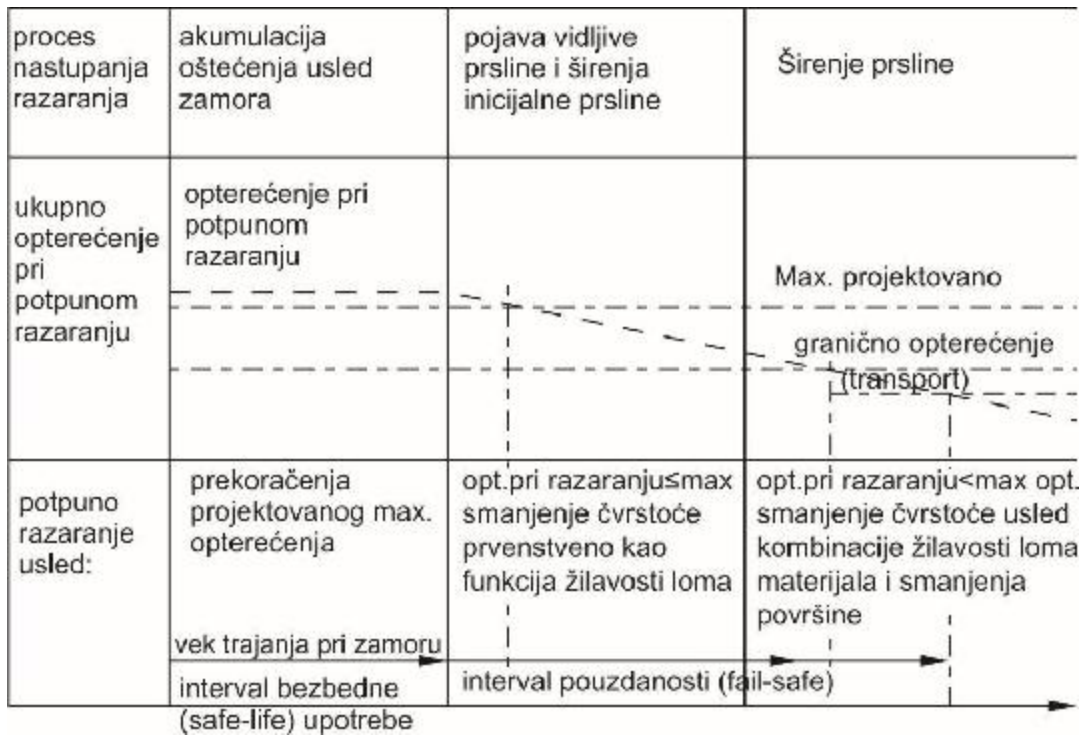
Da bi se osigurale odgovarajuće karakteristike konstrukcije prilikom eksploatacije, konstrukcija je projektovana za četiri sledeća oblika oštećenja, [49]:

- Maksimalna statička izdržljivost (prema naponu tečenja)
- Izdržljivost konstrukcije usled zamora materijala (stvaranje prsline)
- Izdržljivost oštećene konstrukcije usled zamora materijala (interval pregleda)
- Preostala statička čvrstoća oštećene konstrukcije

Ovi uslovi obezbeđuju postizanje statičke i dinamičke izdržljivosti konstrukcije. Pri proračunu statičke izdržljivosti konstrukcije u obzir se uzimaju normalni i tangencijalni (smicajni) naponi, dok se pri proračunu dinamičke izdržljivosti definiše otpornost konstrukcije na stvaranje prsline i dalje širenje pod dejstvom dinamičkog (zamornog) opterećenja.

Tolerancija oštećenja konstrukcije bazirana je na akumulaciji oštećenja dok se ne pojavi konačna prslina, a prslina raste dok proces otkazivanja ne kulminira potpunim otkazom konstrukcije, kako je prikazano na Slici 4.3.

Prema tome, princip konstruisanja u odnosu na zamor materijala uključuje dva osnovna koncepta, definisana još 1955. godine: koncept pouzdane („*fail-safe*“) i bezbedne („*safe-life*“) konstrukcije. Nakon pada putničkog aviona „Comet I“ 1954. godine sa ukupno 3680 sati leta, odnosno 1286 letova, kad je naknadnim ispitivanjem utvrđeno da je pad aviona prouzrokovan pojavom zamorne prsline na prozoru kabine nastale kao rezultat višekratne presurizacije kabinskog prostora, definisana su dva koncepta, [49]:



Slika 4.3. Nastupanje razaranja elementa konstrukcije [49]

I koncept: Koncept bezbedne konstrukcije („safe-life“) podrazumeva projektovanje komponenti sa aspekta sigurnosti (bezbednosti) tokom celog eksploatacionog perioda, bez popravki ili zamena istih. Dakle, ako jedan element nije funkcionalan, cela konstrukcija se izbacuje iz upotrebe. Pri tome, ukupan radni vek konstrukcije određuje se unapred, dok se kao proračunsko opterećenje usvaja opterećenje koje je jednoznačno definisano propisima. Kada proračunski radni vek istekne, konstrukcija se povlači iz upotrebe. Konstrukcija je isprojektovana tako da ima visoku otpornost na dejstvo svih vidova opterećenja. U toku projektne faze neophodno je što preciznije definisati intenzitet, učestanost i prirodu opterećenja koje deluje na konstrukciju u toku njenog eksploatacionog perioda. Od velike važnosti je i raspolaganje tačnim podacima o karakteristikama materijala, dobijenim u laboratorijama. U cilju ostvarenja bezbedne (sigurne) konstrukcije, neophodno je: povećati broj elemenata konstrukcije sa mogućnošću preraspodele opterećenja; izabrati materijal sa visokim karakteristikama kad je u pitanju nastanak i rast prsline (visoka žilavost loma, primena nekih od metoda površinske zaštite, visok kvalitet površinske hrapavosti, mala osetljivost na koroziju,...). Nedostatak ovog koncepta je kraći radni vek i visoki ekonomski troškovi.

II koncept: Koncept pouzdane konstrukcije („fail-safe“) predstavlja pristup koji podrazumeva upotrebu elementa konstrukcije koji mora da zadovolji iz ugla pouzdanosti između dve rigorozne kontrole. Naime, prsline koje bi se pojavile u toku eksploatacije ne bi smele da se prošire do kritičnih dimenzija između dve uzastopne kontrole. U slučaju otkaza pojedinačnih komponenti konstrukcija i dalje mora biti funkcionalna, odnosno mora posedovati određen stepen sigurnosti i posle određenog stepena oštećenja. Od izuzetne važnosti su kontrolni pregledi (intervali pregleda) koji se sprovode u cilju inspekcije prsline i primene mera sprečavanja njenog daljeg širenja na komponentama konstrukcije.

Zamor materijala predstavlja mehanizam progresivnog razaranja i do postepenog pogoršanja kvaliteta materijala dolazi već u prvom ciklusu. Oštećenje napreduje do konačnog stvaranja prsline, da bi se zatim prslina širila sve dok u ovom procesu ne dođe do potpunog razaranja (Slika 4.3). Ukupni vek trajanja od prvog ciklusa do potpunog razaranja se može podeliti na tri faze:

- I. Početni interval veka trajanja u kome do potpunog razaranja može doći samo ako je radno opterećenje veće od žilavosti loma K_{Ic} (vreme do stvaranja prsline koja ima tendenciju da smanji projektovanu čvrstoću, tj da se razvije do te mere da dovede do loma). Ovaj vremenski interval se uobičajeno definiše kao period izdržljivosti pri zamoru ili interval bezbedne upotrebe („safe-life“ interval).
- II. Vremenski interval u kome do pojave loma konstrukcije može doći čak i kada je radno opterećenje ispod kritičnog opterećenja. Ta smanjena otpornost materijala je posledica smanjene površine usled stvaranja i daljeg širenja male prsline, pri čemu je smanjena izdržljivost usled stvaranja male prsline funkcija žilavosti materijala.
- III. Završni interval veka trajanja u kome do potpunog razaranja može doći i kada je radno opterećenje daleko ispod žilavosti loma- K_{Ic} . Konstrukcija je prilično oslabljena, a smanjenje izdržljivosti je funkcija žilavosti materijala i smanjenja nosive površine usled rasta prsline.

Faze (II) i (III) zajedno čine vremenski interval koji se naziva interval pouzdanosti („fail-safe“ interval). Dužina ovog intervala je funkcija: brzine smanjenja unutrašnje statičke

izdržljivosti, brzine širenja prslina i uslova čvrstoće postavljenih konceptom pouzdanosti, koji ograničavaju unutrašnje naprezanje na propisano granično, [49].

Interval pouzdanosti („*fail-safe*“ interval) se odnosi na vremenski interval između dva pregleda. To znači da se prslina, do čijeg stvaranja može doći posle pregleda, neće širiti do kritične dužine, tj. da se vrednost unutrašnjih napona neće smanjiti ispod proračunskih vrednosti postavljenih konceptom pouzdanosti pre sledećeg pregleda, kada bi prslina bila otkrivena.

Početno vreme do pregleda konstrukcije može biti procenjeno na bazi proračuna do otkrivanja prve prslina, ali postoji mogućnost da početno vreme do stvaranja prve prslina bude manje od očekivanog, te bi pregledi trebalo da počnu ranije. Da bi se smanjila verovatnoća promašaja otkrivanja kritične prslina, koristi se koeficijent sigurnosti $S=2$.

Cilj dobrog konstruisanja u odnosu na zamor materijala je postizanje intervala bezbedne upotrebe koji bi bio jednak projektovanom radnom veku konstrukcije. Sa statističkog stanovišta, interval bezbedne upotrebe može biti definisan kao početni interval veka trajanja, pri kome je verovatnoća stvaranja prslina prihvatljivo mala veličina. Pri razaranju usled zamora materijala za vreme ovog intervala dolazi samo do stvaranja prslina, a ne do potpunog loma. Optimalno projektovanje u odnosu na zamor materijala obezbeđuje visoku verovatnoću rada bez kvarova („*safe-life*“) u cilju postizanja operativne gotovosti i ekonomske opravdanosti, kao i razumno dug interval pouzdanosti („*fail-safe*“), i donekle ekonomično održavanje sistema smanjivanjem učestalosti pregleda.

Fail-safe princip projektovanja, to jest, adekvatna sigurnost nakon nekog stepena oštećenja, smanjuje problem zamora sa nivoa sigurnosti na ekonomičan nivo. Sledeća razmatranja su esencijalna za razvoj koncepta tolerancije oštećenja, [50]:

- Izbor materijala. Dinamička čvrstoća, tendencija rasta prslina i zaostali naponi materijala se prvobitno razmatraju, jer ove karakteristike u stvari određuju veličinu osnovne konstrukcije.
- Distribucija opterećenja
- Kritični (granični) proračunski napon - zavisi od spektra opterećenja i usvaja se na osnovu prethodnih iskustava, testiranja uzoraka za ispitivanje materijala i komponenti, i analize na zamor reprezentativnih tačaka konstrukcije.

Nastanak i rast zamornih prslina je nemoguće sprečiti, njihovo postojanje u strukturi se prihvata, ali se njihov rast kontinuirano prati.

Bezbedni („*safe-life*“) elementi konstrukcije predstavljaju one, čiji bi otkaz izazvao katastrofalne efekte, odnosno gubitak konstrukcije. Dakle, kod ovog tipa elemenata ne sme doći do stvaranja prsline u toku eksploatacionog perioda.

Optimalno projektovanje u odnosu na zamor materijala obezbeđuje visoku verovatnoću rada bez kvarova u cilju postizanja operativne gotovosti i ekonomske opravdanosti – koncept pouzdane konstrukcije. Pri tome, interval pouzdanosti je razumno dug, čime se postiže ekonomičnost pri održavanju (smanjen broj pregleda i intervencija).

Projektovanje konstrukcija pouzdanih na zamor obezbeđuje velike materijalne uštede, ne samo usled produženja eksploatacionog perioda, već i iz razloga smanjenja troškova održavanja, reparacije i zamene delova.

Koncept pouzdanosti („*fail-safe*“) je zasnovan na osnovnoj ideji da otkaz pojedinačnog dela neće dovesti do gubitka cele konstrukcije. Dakle, otkaz komponente se predviđa na bazi prethodnog iskustva i onemogućava zahvaljujući stalnim inspekcijama u određenim vremenskim intervalima, a potom i pravovremenim popravkama ili zamena.

4.3 Strukturalna analiza i spektar opterećenja

Realizacija jedne konstrukcije obuhvata sledeće faze, [50]:

- projektovanje;
- razrada konstrukcije (konstruisanje);
- izrada elemenata, podsklopova i sklopova;
- laboratorijsko ispitivanje
- verifikacija

U okviru projektne faze vrši se strukturalna analiza, koja podrazumeva sledeće aspekte :

- određivanje spektra opterećenja (napona) za predviđeni radni vek konstrukcije,
- određivanje žilavosti loma K_{Ic} za unapred poznat materijal konstrukcije,
- određivanje faktora intenziteta napona K_I za unapred definisanu konstrukciju i poznatu geometriju prsline,

- određivanje položaja i intenziteta rasta prsline za unapred zadatu veličinu inicijalne prsline.

Delovi konstrukcija u eksploataciji izloženi su složenim režimima opterećenja. Za svaki režim slučajnog opterećenja moguće je utvrditi spektar opterećenja, koji je odraz veličine opterećenja tokom eksploatacije. Spektar opterećenja je skup podataka zasnovan na statističkoj proceni opterećenja kojima je izložena konstrukcija i ovi statistički podaci su dobijeni na bazi iskustva za srodne tipove konstrukcija. Ovi podaci se koriste u proračunima, ali stvarne vrednosti se mogu drastično razlikovati od proračunskih. Zbog toga je neophodno uvesti faktore sigurnosti, [49].

Za vreme rane faze konstruisanja, kritični naponi moraju se ustanoviti za različite komponente u konstrukciji. Određivanje ovih napona mora biti zasnovano na razmatranju očekivane istorije naprezanja, da bi se obezbedio očekivani vek konstrukcije. Upotreba ciklusa opterećenja omogućava da se relativno brzo ustanovi dozvoljeni kritični proračunski napon na istezanje za preliminarno dimenzionisanje elemenata konstrukcije izloženih kompleksnom spektru opterećenja. Ciklus opterećenja je mera težine predviđenog spektra opterećenja, i proizvodi isti stepen oštećenja konstrukcije pri zamoru kao što bi to proizveo i kompletan spektar opterećenja, da je razmatran.

Za utvrđivanje uticaja režima opterećenja na zamorni vek elemenata konstrukcije razvijene su različite hipoteze. One se, prema načinu praćenja napredovanja oštećenja, mogu podeliti u dve osnovne grupe:

- hipoteze zasnovane na akumulaciji zamornog oštećenja
- hipoteze zasnovane na zakonu brzine rasta zamorne prsline

4.4. Procena radnog veka konstrukcije pomoću brzine rasta zamorne prsline u strukturi

4.4.1 Osnovni koncept rasta zamorne prsline

Ciklično naprezanje proisteklo od opterećenja konstantne ili promenljive amplitude, može biti opisano mnoštvom mogućih parametara, kako je već prikazano u odeljku 4.1. Ciklično naprezanje sa konstantnom amplitudom definisano je sa tri parametra: srednji

napon σ_m , amplituda naprezanja σ_a i frekvencija ν , ali mogu se koristiti i ostali parametri kao što su npr, minimalni napon σ_{min} , maksimalni napon σ_{max} i opseg napona $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$ u kombinaciji sa nekim od ovih napona, osim sa σ_a . Gotovo svaka kombinacija dva od gore navedenih parametara, može u potpunosti da definiše ciklus, Slika 4.4.

Još jedan parametar je često pogodan za upotrebu, a to je količnik napona R , definisan kao $R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$. Pri definisanju ciklusa, jedan od gore navedenih parametara može biti zamenjen sa R . Na primer, svaka od sledećih kombinacija potpuno definiše napone: $\Delta\sigma$ i R ; σ_{min} i R ; σ_{max} i R ; σ_a i R ; σ_m i R . Slučaj $R = 0$ definiše situaciju gde napon uvek raste i vraća se u 0. Kada je $R = -1$, nula je srednja vrednost ciklusa naprezanja, Treba zapaziti da je:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{\sigma_{max} - \Delta\sigma}{\sigma_{max}} = 1 - \frac{\Delta\sigma}{\sigma_{max}} \quad (4.4)$$

tako da je:

$$\Delta\sigma = (1 - R)\sigma_{max} \quad (4.5)$$

i obrnuto:

$$\sigma_{max} = \Delta\sigma / (1 - R) \quad (4.6)$$

Period rasta prsline je izražen kao broj ciklusa potreban da bi prslina usled zamora porasla preko određene dužine. Broj ciklusa označen je sa N .

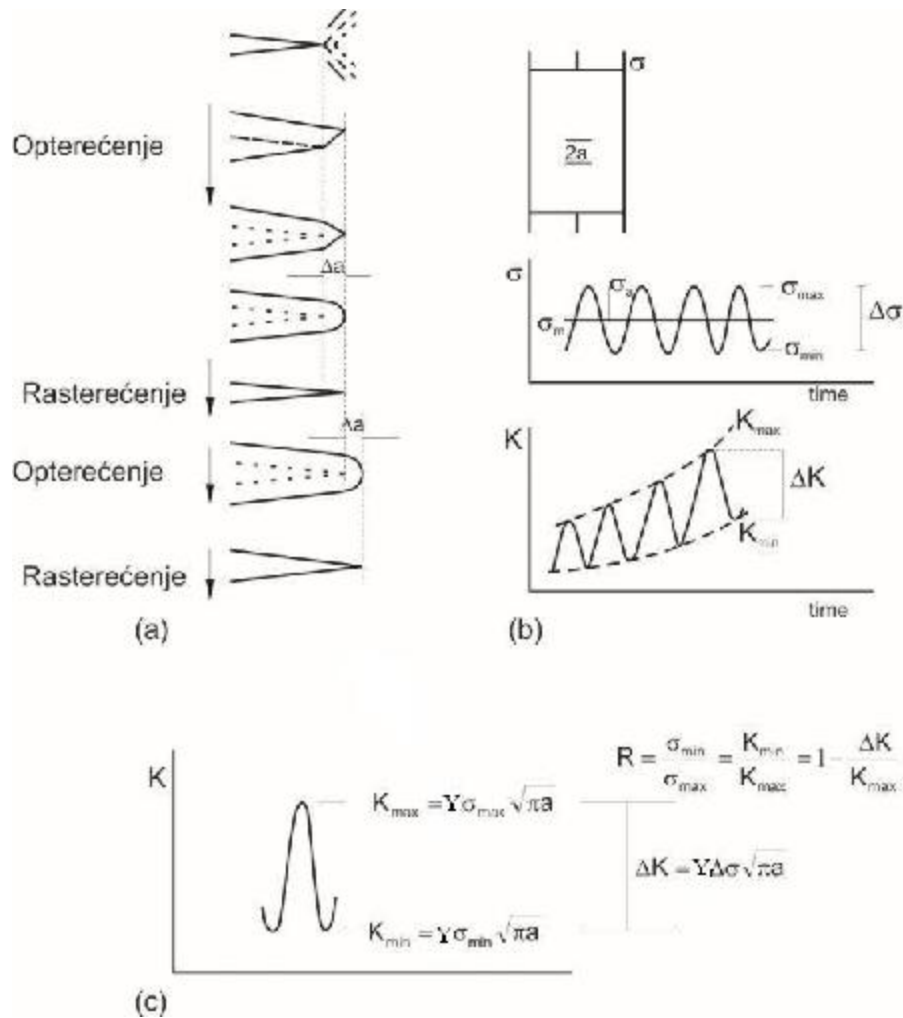
Mehanizam rasta prsline pokazuje da prslina raste u minuti u toku svakog ciklusa opterećenja, a šematski je prikazan na Slici 4.4a. Rast je geometrijska posledica klizanja, kao i zaoštavanja i zatupljivanja vrha prsline. Zaoštavanje vrha prsline pri rasterećenju predstavlja fazu za rast u narednom ciklusu.

Može se zaključiti iz ovog mehanizma da će rast prsline po ciklusu, Δa biti veći, ako je maksimalni napon u ciklusu viši (veće otvaranje) i ako je minimalni napon niži (veće zaoštavanje), odnosno, [51]:

$$\Delta a_{\text{po ciklusu}} \uparrow \quad \text{za} \quad \sigma_{maxl} \uparrow \quad \text{i/ili} \quad \sigma_{minl} \downarrow \quad (4.7)$$

Indeks l označava lokalni napon na vrhu prsline. Opseg napona biće veći kada je σ_{min} manje, tako da se gornja jednačina može napisati kao:

$$\Delta a_{\text{po ciklusu}} \uparrow \quad \text{za} \quad \sigma_{maxl} \uparrow \quad \text{i/ili} \quad \Delta\sigma_l \uparrow \quad (4.8)$$



Slika 4.4 Parametri za rast prsline usled zamora. (a) zaoštavanje i zatupljivanje vrha;
(b) $\Delta\sigma$ i ΔK ; (c) količnik napona [51]

Lokalni naponi na vrhu prsline mogu se opisati uz pomoć vrednosti faktora intenziteta napona K , gde je $K = Y\sigma\sqrt{\pi a}$, ako je σ nominalni primenjeni napon. U ciklusu primenjeni napon varira od σ_{min} do σ_{max} . Zbog toga i lokalni naponi variraju u skladu sa tim, kao:

$$\begin{aligned}
 K_{min} &= Y\sigma_{min}\sqrt{\pi a} \\
 K_{max} &= Y\sigma_{max}\sqrt{\pi a} \\
 \Delta K &= Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a}
 \end{aligned}
 \tag{4.9}$$

Upotrebom jednačine (4.9), jednačina (4.8) postaje:

$$\Delta a_{\text{ po ciklusu}} \uparrow \text{ za } K_{\text{max}} \uparrow \text{ i/ili } \Delta K \uparrow \quad (4.10)$$

Kako je količnik napona definisan kao $R = \sigma_{\text{min}} / \sigma_{\text{max}}$, sledi iz jednačine (4.9) da je za neku datu veličinu prsline a , količnik napona takođe jednak $K_{\text{min}} / K_{\text{max}}$. Pošto je $Y \sigma_{\text{min}} \sqrt{\pi a} / Y \sigma_{\text{max}} \sqrt{\pi a} = \sigma_{\text{min}} / \sigma_{\text{max}} = R$, onda je:

$$R = \frac{K_{\text{min}}}{K_{\text{max}}} = \frac{K_{\text{max}} - \Delta K}{K_{\text{max}}} \quad \text{ili} \quad K_{\text{max}} = \frac{\Delta K}{1 - R} \quad (4.11)$$

Po jednačini (4.10), veći je rast prsline kada je K_{max} više. Sledi iz jednačine (4.11) da je ovo slučaj kada je ΔK veće i/ili R veće, tako da jednačina (4.10) može biti napisana kao:

$$\Delta a_{\text{ po ciklusu}} \uparrow \text{ za } \Delta K \uparrow \text{ i/ili } R \uparrow \quad (4.12)$$

Intenzitet rasta prsline u jednom ciklusu Δa je izražen u mm/ciklusu ili u in/ciklusu. Ako je rast meren za vreme, npr $\Delta N = 10\,000$ ciklusa, prosečan rast po ciklusu bio bi $\Delta a / \Delta N$, što je brzina rasta prsline. Na granici gde $N \rightarrow 1$, ova brzina može biti izražena kao diferencijal da/dN . Jednačina (4.12) pokazuje da je brzina rastuća funkcija od ΔK i R , tako da je odgovarajući matematički oblik jednačine (4.12):

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \quad (4.13)$$

Kao što se vidi, jednačina (4.13) proističe direktno iz modela rasta prsline prikazanog na Slici 4.4a.

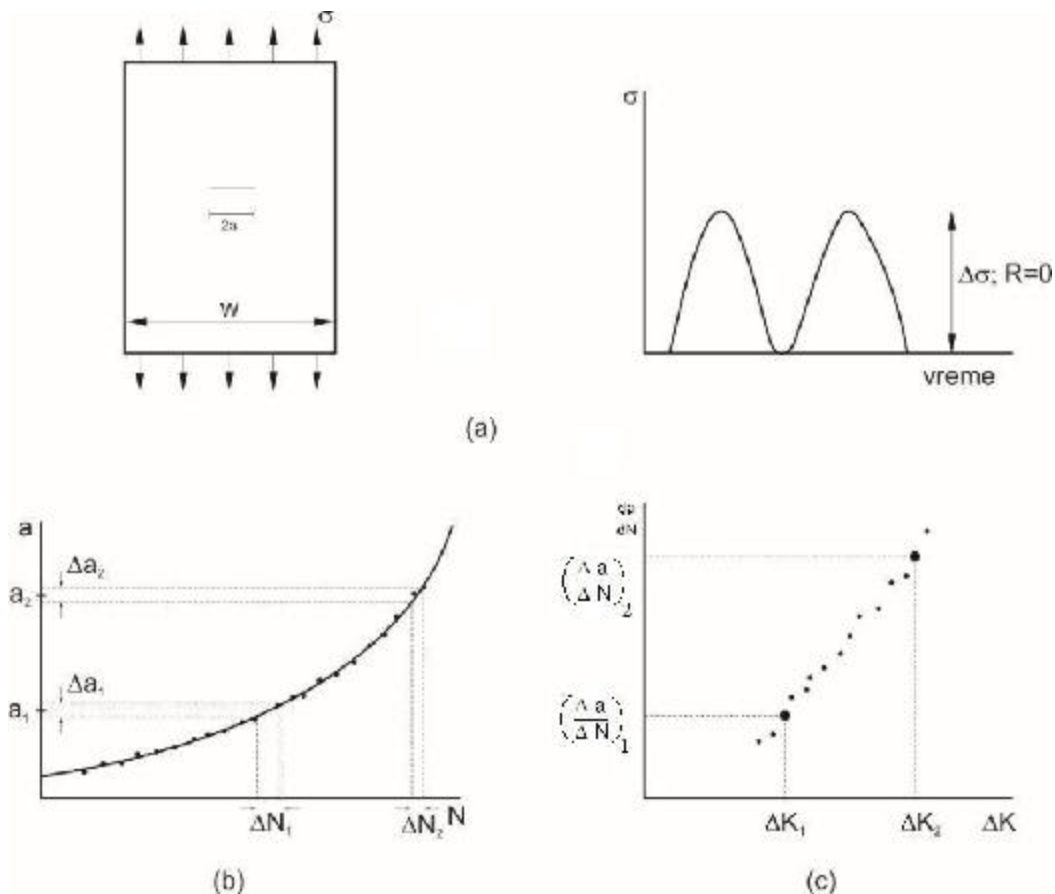
4.4.2 Određivanje brzine rasta prsline

Prema jednačini (4.13) brzina rasta prsline biće veća za veće ΔK i veće R . Stvarni oblik funkcije u jednačini (4.13) mogao bi se izvesti iz određenog modela rasta prsline. Ipak, ovaj model je dvodimenzionalno uprošćavanje trodimenzionalnog procesa, što je prilično komplikovano, prvenstveno zahvaljujući činjenicama o strukturi materijala, npr. prisustvu zrna sa različitom orijentacijom, granice zrna, čestica uključaka itd. Kao poledica

ovoga, nije moguć tačan matematički opis modela, te se pouzdan oblik funkcije f u jednačini (4.13) ne može dobiti iz teoretske analize. Ovo ostavlja samo jednu mogućnost da se ona dobije - ispitivanjem materijala kroz eksperimente. Iako bi moglo da bude zamerki po ovom pitanju od strane teoretičara, treba primetiti da su svi podaci o materijalu, kao što su npr. R_e i R_m , pa čak i modul elastičnosti E , dobijeni iz eksperimenata.

Podaci o rastu prsline dobijeni su pri izlaganju laboratorijskog uzorka (epruvete) cikličnom opterećenju. Epruveta može biti bilo koje vrste, sve dok je Y poznato, tako da se faktori intenziteta napona mogu izračunati. Najčešće se koriste ploča sa centralnom prslinom i epruveta za ispitivanje čvrstoće na zatezanje. Naredni primer odnosi se na ploču sa centralnom prslinom. Dokle god je prslina mala u odnosu na veličinu ploče (npr. $a/W < 0,4$) geometrijski faktor Y je aproksimativno jednak jedinici, tako da je $K = \sigma \sqrt{\pi a}$.

Ploča kao na Slici 4.5 je sa malim, ali ostrim zarezom, tako da rast prsline sa obe strane počinje gotovo momentalno. Epruveta je izložena cikličnom naprezanju sa konstantnom amplitudom.



Slika 4.5 Dobijanje funkcije brzine rasta. (a) Epruveta i opterećenje; (b) Podaci iz merenja; (c) Podaci za brzinu rasta [51]

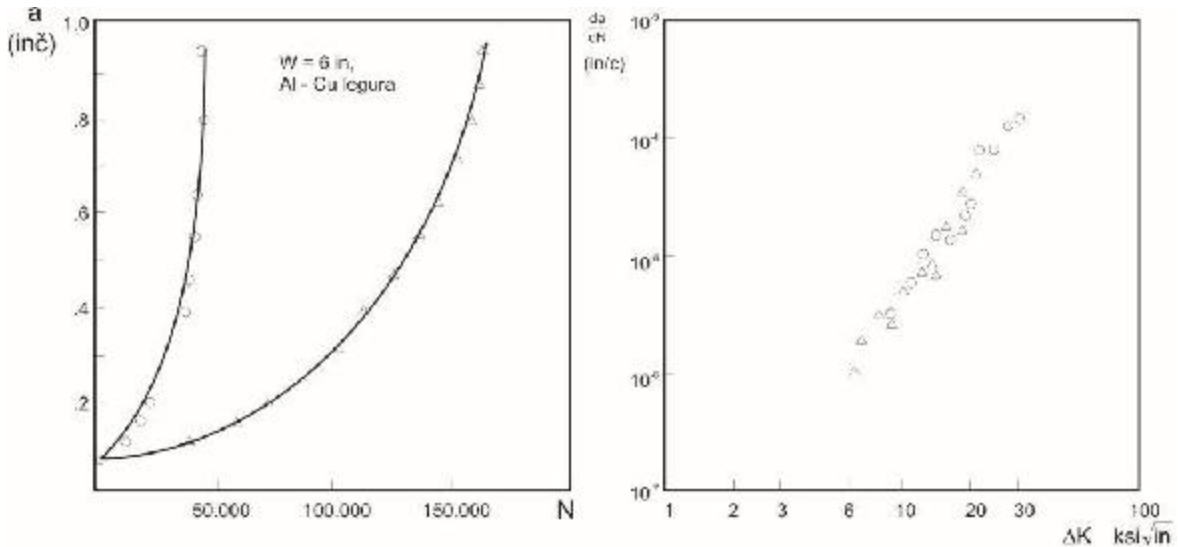
Rast prsline je praćen kroz eksperiment merenjem dužine prsline u intervalima od, npr. 10 000 ciklusa. Rezultati su unošeni u dijagram da bi se dobila kriva rasta prsline, kao na Slici 4.5b. To su podaci dobijeni direktno iz eksperimenta i njihovom analizom dolazimo do oblika jednačine (4.13).

Posmatrajmo malo povećanje prsline, Δa_1 , na krivoj (Slika 4.5b). Prema krivoj, potrebno je ΔN_1 ciklusa da bi prsline narasla za Δa_1 . Prema tome, brzina rasta je $(\Delta a / \Delta N)_1$. Na primer, ako je porast prsline 0,1 mm, a za ovaj porast bilo je potrebno $\Delta N_1 = 10\ 000$ ciklusa, tada je gradijent $(\Delta a / \Delta N) = 0,1 / 10\ 000 = 1 \times 10^{-5}$ mm/ciklusu. Treba primetiti da brzina rasta zavisi od ΔK , što zahteva određivanje amplitude intenziteta napona. Prosečna veličina prsline za Δa_1 je a_1 . Opseg napona je $\Delta \sigma_1$, tako da je $\Delta K_1 = Y_1 \Delta \sigma_1 \sqrt{\pi a_1}$. Očigledno, vrednost $\Delta K = \Delta K_1$ izaziva rast prsline sa gradijentom od $(\Delta a / \Delta N)_1$. Ovaj rezultat je ubačen, kao jedna tačka, u dijagram $da/dN (= \Delta a / \Delta N) - \Delta K$, (Slika 4.5c).

Gornja procedura ponavlja se za više tačaka duž krive rasta prsline. Pri većoj dužini prsline a_2 , za veličinu prirasta Δa_2 , potrebno je samo ΔN_2 ciklusa. Pošto je kriva strmija, brzina je veća: kako je $a_2 > a_1$, tako je $\Delta K_2 > \Delta K_1$. Odatle, veće ΔK zaista izaziva veću brzinu rasta. Dijagram sa podacima na Slici 4.5c potvrđuje ovo.

Pošto je diferenciranje prilično netačna procedura, može se javiti veliko "rasipanje" kod da/dN . To je razlog zašto se u praksi da/dN dobija kao prosek od 5-7 tačaka duž krive rasta prsline.

Slika 4.5c prikazuje brzinu rasta za bilo koje ΔK . Poznato je da je prenošenje dejstva udaljenog napona na vrhu prsline jedinstveno, i zavisi od faktora intenziteta napona. Ako kod dve prsline u istom materijalu imamo jednak intenzitet napona, tada su oblasti naprezanja oko vrhova ove dve prsline identične; to je singularitet. Otuda, ako su intenziteti napona jednaki, odgovori prsline moraju biti isti. To znači da će brzina rasta prsline uvek biti ista, ukoliko je ΔK isto. Odatle, Slika 4.5c je reakcija brzine rasta prsline za sve slučajeve ΔK , i to može biti iskorišćeno za analizu rasta prsline u strukturi materijala. Opravdanost ovog argumenta singulariteta može se proveriti izvođenjem drugog eksperimenta na sličnoj (ili drugačijoj) ploči, ali sa drugačijim $\Delta \sigma$. Meren je rast prsline (Slika 4.6a), rezultati su analizirani na isti način kao i ranije, a podaci oba eksperimenta ucrtani su u isti dijagram brzine (Slika 4.6b), [51].



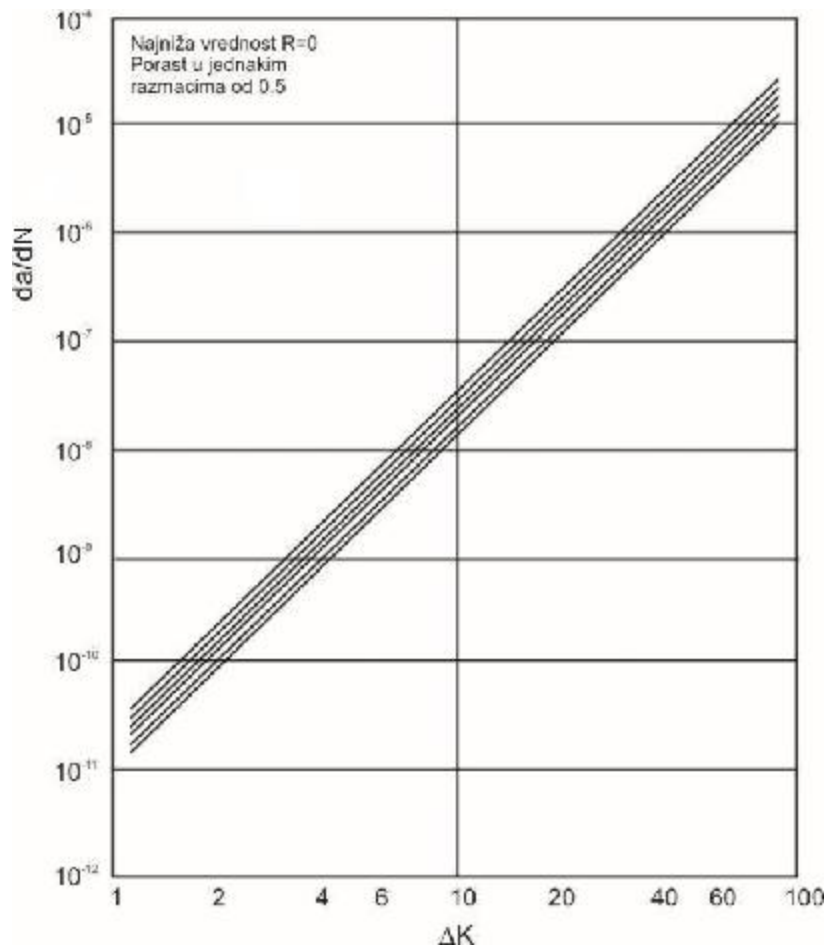
Slika 4.6 Podaci iz dva eksperimenta. Eksperimenti pri $\Delta\sigma = 17,6$ i $11,6$ ksi, $R=0$

Na ploči sa centralnom prslinom. Levo: podaci dobijeni merenjem

Desno: redukovani podaci [51]

Podaci brzine rasta iz drugog eksperimenta poklapaju se sa podacima iz prvog eksperimenta. Ovo potvrđuje da se ista brzina rasta dobija pri istom ΔK u oba eksperimenta. Na primer, uzmimo tačku na krivoj rasta prsline 1 pri veličini prsline $a_1 = 0,2$ in. Sa opsegom napona $\Delta\sigma = 17,6$ ksi, vrednost opsega faktora intenziteta napona ΔK je $\Delta K = 17,6 \sqrt{0,2 \times \pi} = 14$ ksi $\sqrt{\text{in}}$. U drugom eksperimentu opseg napona bio je $\Delta\sigma = 11,4$ ksi. Ovo stvara intenzitet napona od 14 ksi $\sqrt{\text{in}}$, ako $a = 2,38 \times 2 = 0,48$ in (pretpostavka da je $Y=1$) u drugom eksperimentu, to jest $\Delta K = 11,4 \sqrt{0,48 \times \pi} = 14,0$ ksi $\sqrt{\text{in}}$. To znači da su, pri veličini prsline od $0,2$ in u eksperimentu 1 i $0,48$ in u eksperimentu 2, intenziteti napona bili isti, tako da bi i brzina rasta trebala biti ista. Slika 4.6a pokazuje da su nagibi krivih za ove dve veličine prsline zaista jednaki (naravno, ovo je sledilo odmah iz činjenice da oba eksperimenta vode do istog $da/dN - \Delta K$ dijagrama). Ovim je ustanovljen singularitet u ponašanju.

Eksperimenti razmatrani do sada bili su svi sa istim količnikom napona $R=0$. Prema jednačini (4.13), brzina rasta zavisi takođe i od R . Ova zavisnost može se proceniti kroz izvođenje eksperimenata sa različitim vrednostima R . Rezultati su dati na dijagramu na Slici 4.7, i to u odnosu na ΔK . Zaista, više R doprinosi većoj brzini rasta, kao što bi trebalo i predvideti na osnovu jednačine (4.13). Podaci na Slici 4.7 pokazuju da je uticaj R manji nego uticaj ΔK , [51].



Slika 4.7 Brzina rasta prsline za Ti-6Al-4V žaren; lab. vazduh; 70F (20° C). Porast količnika R utiče na porast brzine rasta prsline da/dN [51]

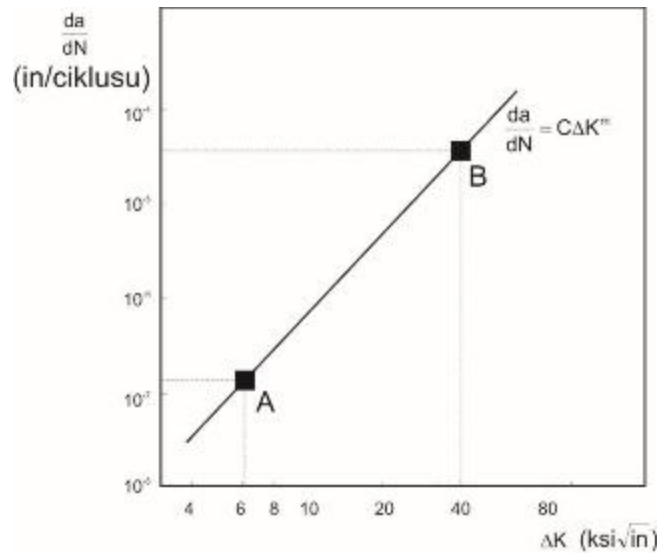
Podaci se uvek ubacuju u dijagram sa logaritamskim skalama, $\log(\Delta K)$ i $\log(da/dN)$, jer vrednosti brzina obuhvataju nekoliko redova veličina. Logaritamska skala za ΔK nije neophodna, ali je postalo praksa da se koristi.

4.4.3. Jednačine brzine rasta prsline

Već je rečeno da oblik jednačine (4.13) sledi iz eksperimentalnih podataka i da se ne može dobiti iz teoretskog modela. Oblik funkcionalne zavisnosti može se dobiti uz pomoć krive iz eksperimentalnih podataka.

Na Slici 4.6 ili Slici 4.7, vidi se da podaci brzine rasta prsline za jedan određeni količnik R , “padaju” manje-više na jednu pravu na logaritamskom dijagramu. Jednačina prave je $y = mx + b$. Znači, $y = \log(da/dN)$ i $x = \log(\Delta K)$, tako da je:

$$\log\left(\frac{da}{dN}\right) = m_p \log(\Delta K) + \log(C_p) \quad (4.14)$$



Slika 4.8 Parisova jednačina

Ako se oslobodimo logaritma:

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = C_p (\Delta K)^{m_p} \quad (4.15)$$

Ova jednačina je poznata kao Parisova jednačina. Parametri C_p i m_p mogu se lako odrediti. Na primer koristeći dve tačke A i B na Slici 4.8 dobija se:

$$\begin{aligned} \text{tačka A:} \quad & \log(1.6 \times 10^{-7}) = m_p \log(6.3) + \log(C_p) \\ \text{tačka B:} \quad & \log(4.0 \times 10^{-5}) = m_p \log(40) + \log(C_p) \end{aligned} \quad (4.16)$$

Ako logaritmujemo jednačine, dobijamo:

$$\begin{aligned} -6.8 &= 0.8m_p + \log C_p \\ -4.4 &= 1.6m_p + \log C_p \\ \hline 2.4 &= 0.8m_p \end{aligned} \quad (4.17)$$

Ovo daje $m_p = 3$, a ako m_p zamenimo u jednu od jednačina, dobijamo:

$$\log C_p = -9.2 \quad \text{ili}$$

$$C_p = 6.3 \times 10^{-10}$$

Jednačina brzine rasta prsline postaje:

$$\frac{da}{dN} = 6.3 \times 10^{-10} \Delta K^3 \quad (4.18)$$

za ovaj konkretan materijal. Za većinu materijala vrednost m_p je između 3 i 5. Vrednost C_p je više zavisna od materijala i zato ima širok opseg različitih vrednosti u različitim sistemima jedinica.

Parisova jednačina pokriva samo jednu vrednost R . Prave za različito R su često paralelene, tj imaju isti nagib kao na Slici 4.7. Zbog toga ove prave imaju istu vrednost za m , a različitu za C ; ova druga vrednost zavisi od R kao $C(R)$. Odatle sledeća jednačina za sve R vrednosti, [52, 53]:

$$\frac{da}{dN} = C(R) \Delta K^{m_R} \quad (4.19)$$

Za mnoge materijale zavisnost C od R može biti opisana na jednostavan način, kao npr.:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_w}{(1-R)^{n_w}} \Delta K^{m_R} \quad (4.20)$$

gde je C_w vrednost za C kad je $R=0$. Jednačina (4.20) može biti korišćena u ovom obliku. Često je modifikovana smenom:

$$K_{\max}^{n_w} = \left(\frac{\Delta K}{(1-R)} \right)^{n_w} \quad (4.21)$$

tako da je:

$$\frac{da}{dN} = C_w \Delta K^{m_R - n_w} K_{\max}^{n_w} = C_w \Delta K^{m_w} K_{\max}^{n_w} \quad (4.22)$$

gde je $m_w = m_R - n_w$, što je poznato kao Vokerova (*Walker*) jednačina, [54]. Treba primetiti da se jednačina (4.22) u osnovi vraća na prvobitnu jednačinu (4.20). Naravno, jednačine (4.20) i (4.22) su ekvivalentne, i obe se upotrebljavaju.

Podsetimo se da se lom javlja kad se faktor intenziteta napona izjednači sa žilavošću loma, tj. ako je $K_{max} = K_c$ ili K_{lc} .

Kako je:

$$K_{max} = \frac{\Delta K}{(1-R)} \quad (4.23)$$

ovo će se desiti kad je:

$$\Delta K = (1-R)K_c. \quad (4.24)$$

Pri lomu, brzina rasta prsline bi težila ka beskonačnosti. Vrednost funkcije bi mogla da se napravi da teži beskonačnosti deljenjem sa nulom:

$$\frac{da}{dN} = C_F \frac{\Delta K^{m_F}}{(1-R)K_c - \Delta K} \quad (4.25)$$

Pri lomu, gde je $\Delta K = (1-R)K_c$, gornja jednačina daje zaista beskonačnu brzinu rasta. Ova jednačina poznata je kao Formanova (*Forman*) jednačina, [55].

Uticao praga može se uključiti putem sledeće jednačine, koju su predložili Klesnil i Lukas (*Klesnil, Lukas*), [56]:

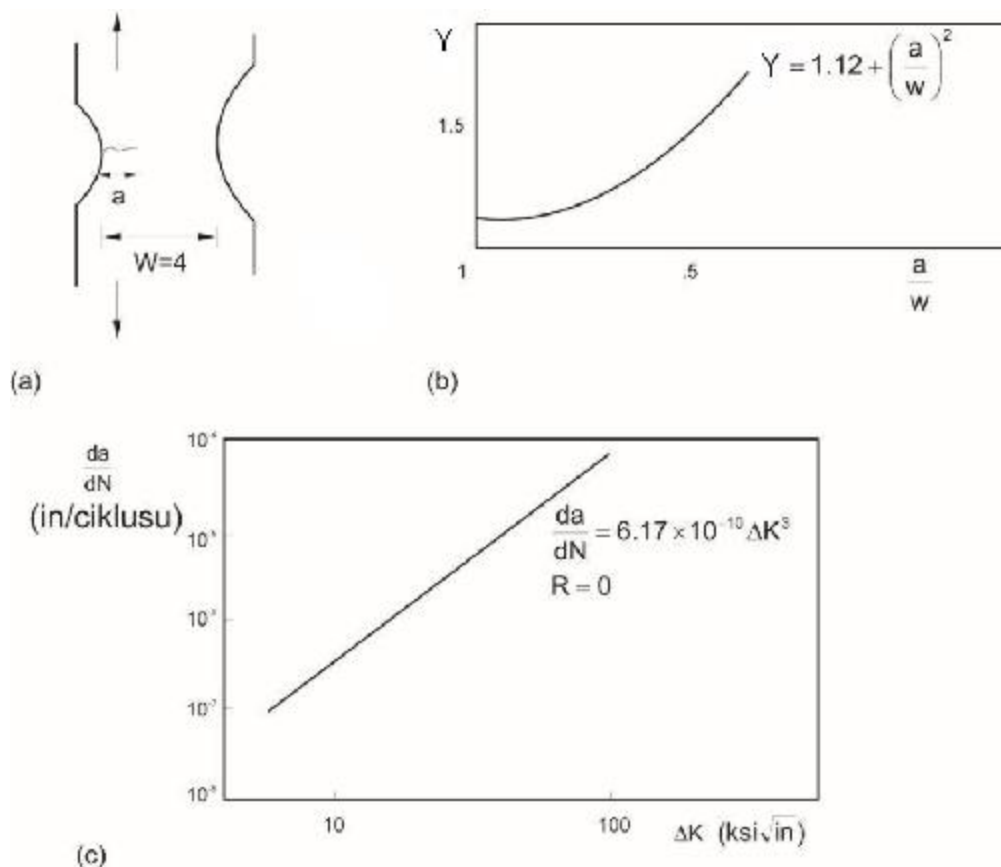
$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (4.26)$$

Pored jednačina (4.15) - (4.26), mnoge različite jednačine mogu se razviti iz fitovanja krivih da bi opisali rezultate eksperimenta. U stvari, ima onoliko jednačina koliko i istraživača na ovom polju. Postoji još nekoliko jednačina koje su u uobičajenoj upotrebi, [57]. Međutim, ni jedna od njih, niti od gore navedenih jednačina, nema fizički smisao. Treba primetiti da su parametri za različite jednačine drugačiji, čak iako one važe

za isti skup podataka. Iz ovog razloga korišćeni su koeficijenti C_p , C_w i C_F i eksponenti m_p , m_w i m_F , da bi se pokazalo da su oni izričito za određenu jednačinu (*Paris, Walker, Forman*). Upotreba parametara iz jedne jednačine u nekoj drugoj - čak i za isti materijal - može dovesti do velikih grešaka.

4.4.4. Rast prsline u strukturi pri konstantnoj i promenljivoj amplitudi napreznja

Većina struktura izložena je nekom obliku opterećenja sa promenljivom amplitudom i u tom slučaju analiza rasta prsline je znatno komplikovanija nego pri konstantnoj amplitudi, Slika 4.9.



Slika 4.9 Analiza rasta prsline; primer za konstantnu amplitudu. (a) Struktura; (b) Hipotetička b-kriva; (c) Podaci brzine rasta za određeni materijal [51]

Prslina u strukturi će rasti po brzinama označenim u dijagramu brzine rasta zbog singulariteta, kako je već razmatrano. Analiza rasta prsline u strukturi može biti izvedena ukoliko je poznat geometrijski faktor Y . Rast prsline (kriva) u strukturi sledi iz integracije brzine rasta prsline:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \quad \text{ili} \quad dN = \frac{da}{f(\Delta K, R)} \quad (4.27)$$

Integracijom dobijamo:

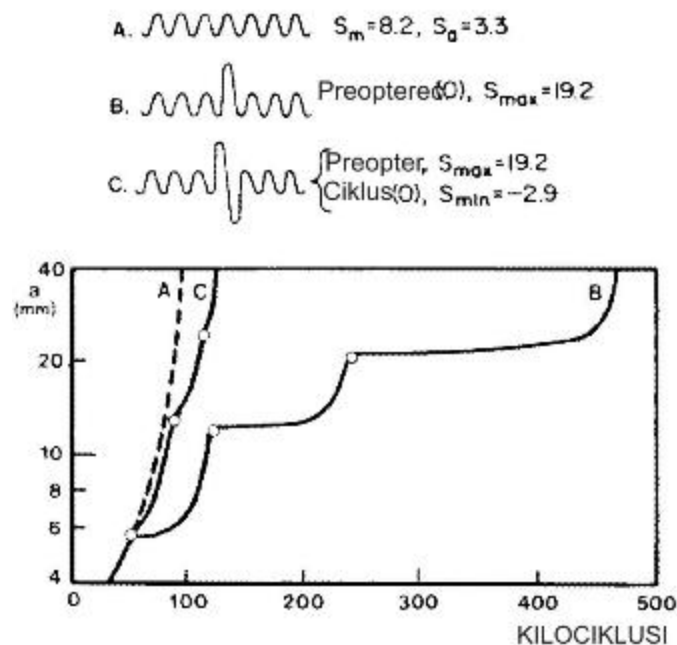
$$N = \int_{a_0}^{a_p} \frac{da}{f(\Delta K, R)} \quad (4.28)$$

Generalno, integracija se radi numerički, zbog kompleksnosti funkcije f i Y u ΔK , i istorije naprezanja. Funkcija f može biti i jednostavna kao što je npr. Parisova jednačina:

$$N = \frac{1}{C_P} \int_{a_0}^{a_p} \frac{da}{\{Y(a/W)\Delta\sigma\sqrt{\pi a}\}^{m_p}} \quad (4.29)$$

Faktor Y , u funkciji od a/W , za strukturnu prslinu je obično dugačak polinom, tako da se vrši numerička integracija, čak iako je f jednostavna i $\Delta\sigma$ konstantna (nezavisna od a).

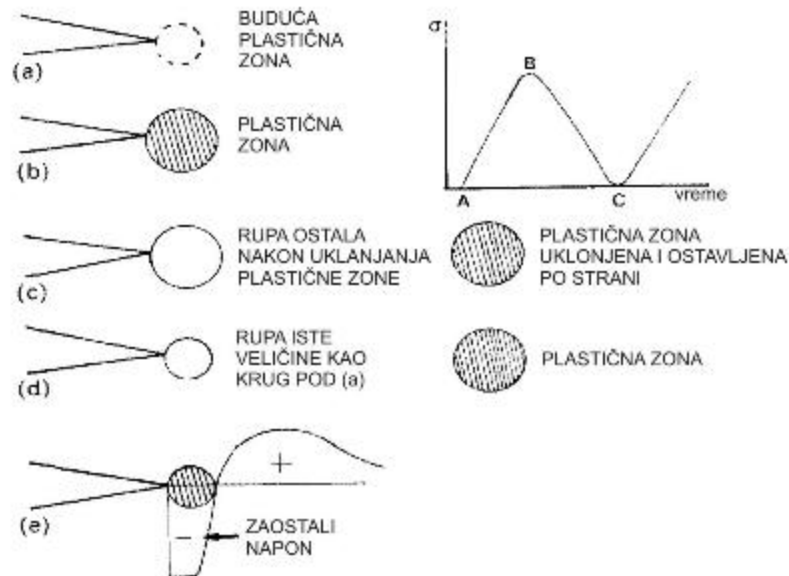
Kada se pojavi samo jedno visoko opterećenje u periodu sa konstantnom amplitudom naprezanja, rast prsline odmah nakon “preopterećenja” je mnogo sporiji nego pre preopterećenja. Slika 4.10 pokazuje kako tri pojedinačna slučaja preopterećenja povećavaju period rasta prsline za gotovo pet puta (uporediti A i B). Nakon perioda veoma sporog rasta, odmah posle preopterećenja, prvobitna brzina rasta se postepeno ponovo nastavlja.



Slika 4.10 Usporavanje nakon preopterećenja [51]

Ovaj fenomen poznat je kao usporavanje. Negativno opterećenje nakon preopterećenja smanjuje usporavanje, ali ne eliminiše ga (uporediti B i C na Slici 4.10). Analiza rasta prsline za opterećenje sa promenljivom amplitudom nije moguća bez uzimanja u obzir efekata usporavanja, koji će ukratko biti objašnjen u nastavku.

Posmatrajmo prslinu izloženu opterećenju sa konstantnom amplitudom pri $R=0$ (Slika 4.11); za vreme prvog ciklusa opterećenje se menja od A, kroz B, do C. Pre nego što opterećenje počne, zamislimo mali krug (Slika 4.11a, ucrtan isprekidanom linijom) na vrhu prsline, koji označava materijal koji će biti podvrgnut plastičnoj deformaciji u budućoj plastičnoj zoni. Ploča je tada opterećena do B. Zamislimo da se može ukloniti plastična zona i ostaviti po strani (Slika 4.11c). Nakon rasterećenja do C, postignuta je situacija na slici 4.11d: sav materijal je elastičan – plastični materijal je izbačen – tako da su sve deformacije i pomeranja nula posle rasterećenja. Odatle, nakon rasterećenja, rupa na vrhu prsline na slici 4.11d je iste veličine kao i isprekidani krug na slici 4.11a. Plastična zona je postala trajno deformisana i veća je nego pre početka opterećivanja. Ovako se ona ne uklapa u rupu sa slike 4.11d. Da bi se uklopila, mora da se sabije na svoju prvobitnu veličinu, za šta je potreban napon barem jednak naponu tečenja (ponovo se mora sabijanjem plastično deformisati da bi se vratila na svoju prvobitnu veličinu; ovo zahteva napone barem jednake naponima tečenja).

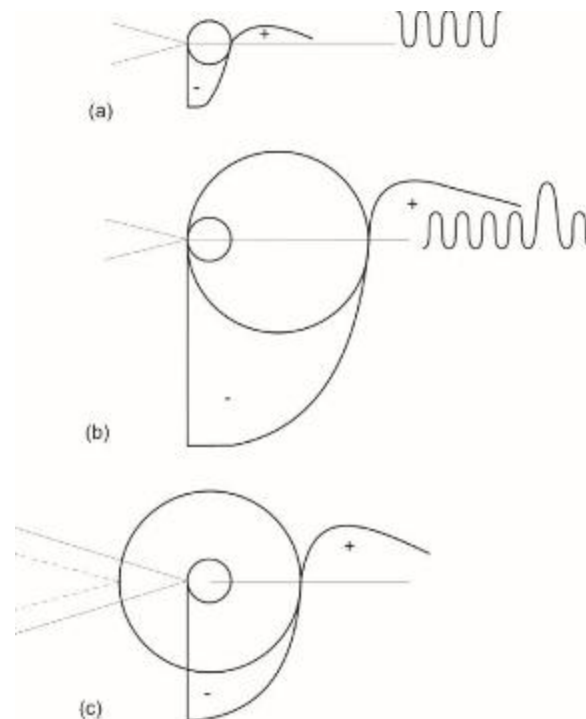


Slika 4.11 Zaostali napon na vrhu naprsline (a) Opterećenje u A; (b) Opterećenje u B; (c) Opterećenje u B; plastična zona je uklonjena; (d) Opterećenje u C; plastična zona je još uvek izvan; (e) Opterećenje u C; plastična zona je vraćena [51]

Plastična zona u opterećivanju na zamor je veoma mala. Najveći deo rasta prsline pri zamoru je pri niskim vrednostima ΔK , što se može videti iz podataka. Pri visokim ΔK brzine rasta su toliko visoke da je preostalo malo od veka (perioda) širenja prsline. Ako je npr. $\Delta K = 10 \text{ ksi} \sqrt{\text{in}}$ u materijalu sa naponu tečenja $R_e = 50 \text{ ksi}$, veličina plastične zone biće $r_p = 10^2 / (6\pi 50^2) = 0.0021 \text{ in}$. Kako je ostatak ploče elastičan i vraća se na deformaciju nula nakon rasterećenja, ova mala plastična zona će zaista biti sabijena na svoju prvobitnu veličinu i naterana da se uklopi u svoje okruženje. Znači, bilo da je plastična zona hipotetički izvađena, ili da je ostala na mestu na kojem jeste, krajnji rezultat biće isti [51].

Sledi da, posle rasterećenja, postoji napon pritiskanja na vrhu prsline barem jednak naponu tečenja. Ovo je zaostali napon (nema spoljnog opterećenja), koji mora biti interno uravnotežen daljim (narednim) istežanjem. Raspodela zaostalog napona prikazana je na slici 4.11e. Kroz naredne cikluse ovaj sistem zaostalog napona biće prisutan nakon svakog rasterećenja i biće dodat (delovaće zajedno) primenjenom naponu. Rast prsline, kao reakcija materijala, automatski uzima u obzir ovaj sistem zaostalog napona; podaci na Slikama 4.7 – 4.9 već odražavaju ovaj efekat; materijal “zna” za ovaj zaostali napon i pokazuje brzine rasta u skladu sa njegovim prisustvom.

Ako se pojavi preopterećenje, formira se mnogo veća plastična zona (Slika 4.12).

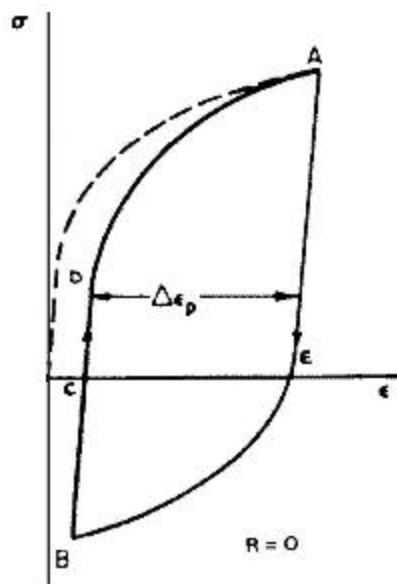


Slika 4.12 Zaostali naponi pre i nakon preopterećenja.

(a) Pre; (b) Posle; (c) Situacija nakon preopterećenja

Nakon preopterećenja prisutan je mnogo rasprostranjeniji sistem zaostalog napona nego pre preopterećenja. Ovaj prostraniji sistem u sadejstvu sa primenjenim naponom, izaziva potom sporiji (usporeniji) rast prsline. Kad prsline poraste kroz oblast zaostalog napona preopterećenja (plastičnu zonu preopterećenja), ponovo se uspostavlja prvobitna oblast zaostalog napona (Slika 4.12) i nastavlja se “normalan” rast prsline.

Ovaj problem može se posmatrati i na drugi način. Rast prsline se događa pri plastičnim deformisanju (klizanju). Kao posledica toga, stopa plastične deformacije vrha prsline je najbolja mera rasta prsline. Zbog toga fenomen rasta prsline može biti razmatran na osnovu konačnih vrednosti napona i deformacije, koje su povezane cikličnom napon-deformacija krivom.



Slika 4.13 Petlja napon-deformacija na vrhu prsline

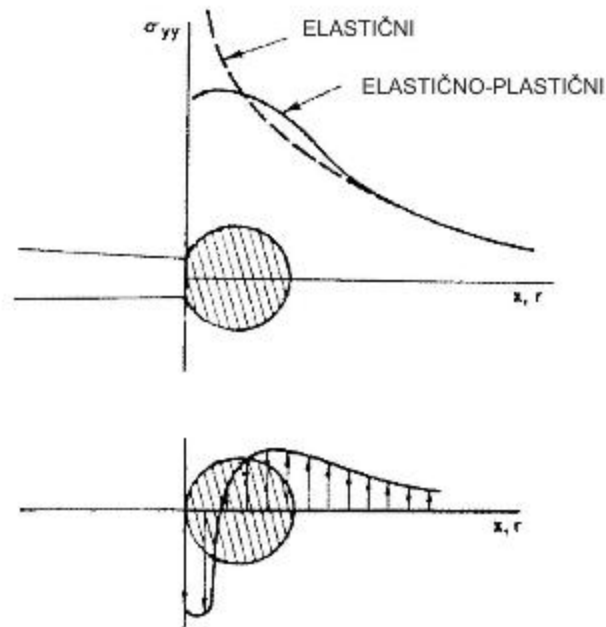
Prvo posmatrajmo prslinu bez prethodne istorije (nema plastičnih zona od ranije), sa veoma malom plastičnom zonom, ciklično opterećenu pri $R=0$ (Slika 4.13). Pri maksimalnom opterećenju, napon i deformacija su određeni tačkom A. Ako pretpostavimo veoma malu plastičnu zonu na velikoj elastičnoj ploči, elastične deformacije ploče će potpuno dominirati problemom. Odatle, sve deformacije će se vratiti gotovo na nulu pri rasterećenju: elastična ploča će pritisnuti trajno deformisani materijal u (izuzetno maloj) plastičnoj zoni pri opterećenju nula. Ovo znači da će deformacija vrha prsline biti redukovana gotovo na nulu (tačka B na Slici 4.13).

Pri ponovnom opterećenju, napon i deformacija moraju da dostignu tačku A, jer je to stanje diktirano od strane elastičnog materijala iz okruženja. Očigledno, vrh prsline je

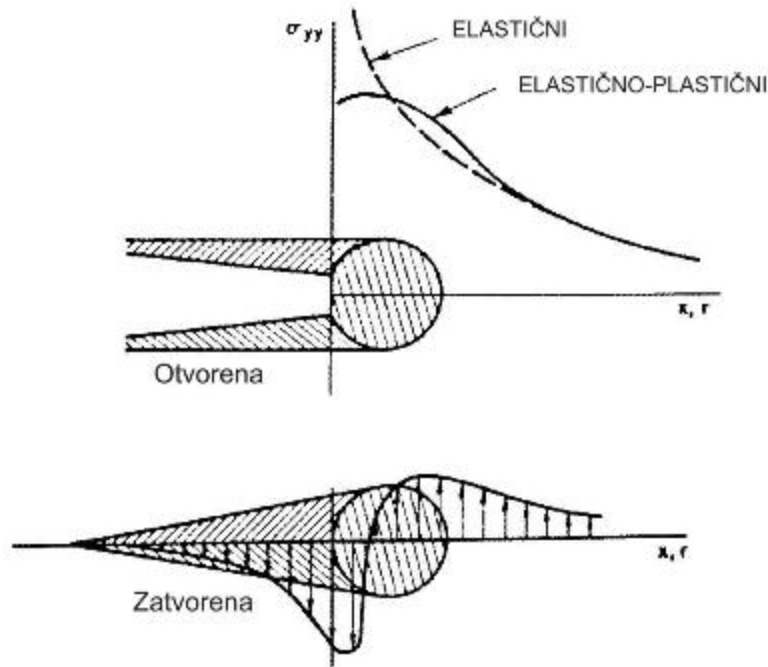
izložen stopi plastične deformacije $\Delta\varepsilon_P$ sa $R_\varepsilon \approx 0$ i R_σ blizu -1 . Materijal je doživeo ciklus napon - deformacija BCDAEB.

Deformacija vrha prsline pri $R=0$ će se vratiti gotovo u nulu, ali ne potpuno, jer mora da postoji ravnoteža zaostalih napona, kao što je ilustrovano na Slici 4.14. Naponi pritiskanja u plastičnoj zoni treba da budu uravnoteženi sa naponima istezanja oko plastične zone, koji prouzrokuju malu zaostalu pozitivnu deformaciju. Povratak deformacije vrha prsline gotovo na nulu je rezultat dejstva velike elastične ploče, ili pre, zaostalih veza.

Razmotrimo sada stvarnu (realnu) prslinu usled zamora sa prethodnom istorijom (Slika 4.15); uzduž ivica prsline je pohaban materijal, što predstavlja akumulaciju svih prethodnih plastičnih zona vrha prsline kroz koje se prslina širila. Nastaju naponi pri zatvaranju prsline, jer će permanentno izduženje ivica (rubova) prsline zatvoriti prslinu pre nego što opterećenje bude nula. Kao takvi, oni su slični naponima pritiskanja skoncentrisanim u plastičnoj zoni. U stvari, oba sistema opterećenja proističu iz istog dejstva okolne elastične oblasti. Zbog toga, Slika 4.14 se može ponovno prikazati uz dodavanje rubova prsline, kako je prikazano na Slici 4.15.



Slika 4.14 Naponi na vrhu prsline pri opterećenju sa $R=0$. Gore: pri maksimalnom opterećenju. Dole: pri opterećenju nula [51]

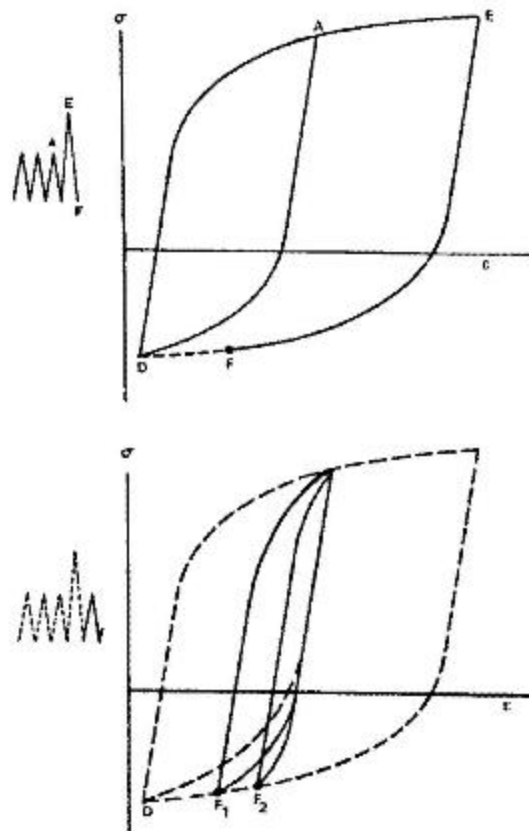


Slika 4.15 Naponi na vrhu prsline pri $R=0$, kad se uzme u obzir prethodna plastična deformacija u brazdi prsline, koja izaziva zatvaranje vrha prsline pri opterećenju nula

Naponi pri zatvaranju na vrhu prsline nikad ne dostižu napon tečenja. Otuda, potrebna je samo elastična deformacija da bi se uskladila zaostala deformacija na vrhu prsline (u slučaju potpunog zatvaranja). To znači da je zaostala deformacija na vrhu prsline elastična, a povratna tačka na Slici 4.13 je još uvek B. Pri ponovnoj primeni opterećenja prsline će ostati zatvorena, dok će naponi pri zatvaranju i naponi pritiskanja biti opuštani. Ali, materijal vrha prsline je već deformisan. Njegovo stanje napon-deformacija pomera se od B do C na Slici 4.13, dok je prsline još uvek zatvorena.

Slika 4.16 pokazuje posledice preopterećenja. U zavisnosti od minimalnog napona u ciklusu i relativne krutosti prethodno plastičnog materijala u odnosu na elastični materijal, zaostala deformacija nakon preopterećenja biće veća ili manja (tačka F na slici 4.16a). Zbog toga, u zavisnosti od vraćanja u F_1 ili F_2 , deformisanje kroz naredne cikluse biće kao na slici 4.16b. U svakom slučaju, opseg ciklične deformacije (tj. otvaranje σ - ε petlje) je znatno redukovano, a brzina rasta prsline će se pritom smanjiti.

Gornja diskusija objašnjava zašto opterećenje na pritisak, koje sledi iza preopterećenja, smanjuje usporavanje, ali ga ne može potpuno poništiti (uporediti C i B na Slici 4.10): za vreme pritiskanja zatvorena prsline ne podiže napon i zato su svi naponi pritiskanja i deformacije pritiskanja elastične (elastične deformacije su zanemarljive u poređenju sa plastičnim deformacijama).



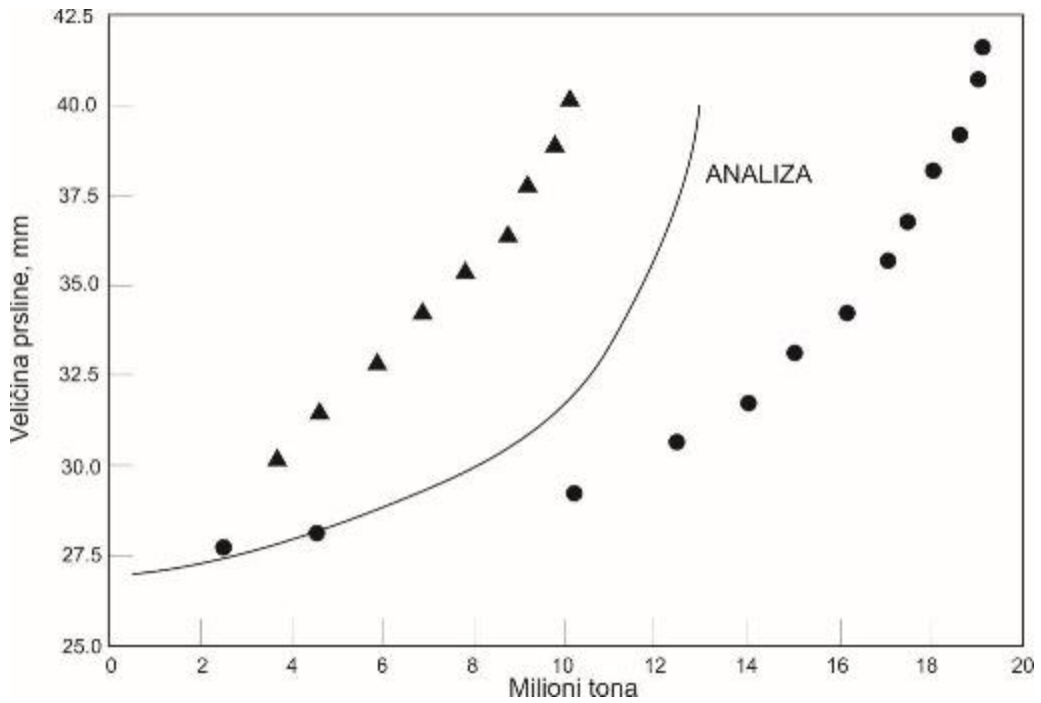
Slika 4.16 Posledice preopterećenja na petlji plastične deformacije vrha prsline. Gore: za vreme preopterećenja; Dole: nakon preopterećenja [51]

Većina struktura izložena je opterećenju sa promenljivom amplitudom. U takvim slučajevima brzina rasta prsline da/dN varira od ciklusa do ciklusa, u zavisnosti od ΔK i R posmatranog ciklusa, i od usporavanja (svaki ciklus može biti ciklus preopterećenja u odnosu na naredni ciklus), [58].

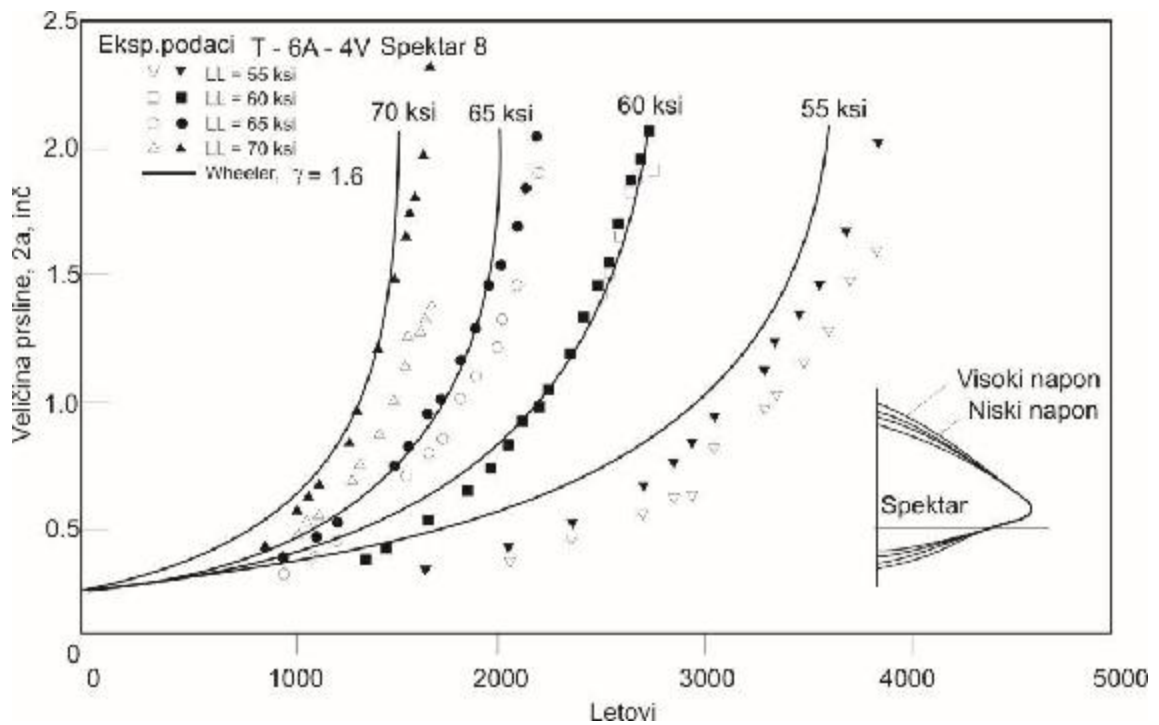
Slika 4.17 pokazuje rezultate rasta prsline u čeliku za šine pod simuliranim train-by-train opterećenjem. Kod šinskih čelika usporavanje igra malu ulogu. Slika pokazuje da su računski predviđanja između eksperimentalnih podataka, [59].

Predviđeni rast prsline za titanijumsku leguru izloženu radnom opterećenju letelice, prikazan je na Slici 4.18, zajedno sa eksperimentalnim podacima, [60].

Svojstva rasta prsline većine materijala pokazuju prilično rasipanje. Šinski čelici, Slika 4.17, pokazali su velika odstupanja eksperimentalnog i predviđenog porasta prsline. Na sreću, većina materijala su, u poređenju sa ovim, boljeg ponašanja, odnosno pokazuju manje rasipanje u rastu prsline. Međutim, i pored toga, rasipanje je dovoljno da bi predviđanja uvek imala određenu neizvesnost.



Slika 4.17 Predviđanje i eksperimentalni podaci za simulaciju radnog opterećenja kod šinskih čelika [59]



Slika 4.19 Predviđeni rast prsline i eksperimentalni podaci za spektar opterećenja letelice [60]

Procedura predviđanja, generalno, sadrži mnogo više neizvesnosti koje mogu biti isto toliko štetne po konačne rezultate kao i nedostaci modela predviđanja rasta. To su:

- Neizvesnost kod nivoa lokalnog napona (σ_{lok})
- Neizvesnost u računanju intenziteta napona (K)
- Nadovoljno znanje o spektru opterećenja.
- Mogući efekti okoline.

Uprkos obimnim merenjima opterećenja, predviđanje spektra opterećenja je još uvek neizvesno. Neznatne pogrešne procene spektra mogu imati veliki uticaj na predviđanje rasta prsline.

Čak iako izostavimo moguće uticaje okoline, greške u predviđanju rasta prsline usled nesigurnosti u analizi napona i analizi opterećenja mogu biti isto toliko velike, ili veće, nego greške pri integraciji rasta prsline.

Uzevši u obzir sve greške koje mogu da se pojave kod analize, očigledno da treba koristiti faktor sigurnosti. Ovaj faktor sigurnosti ne bi trebalo da bude uzet na osnovu podataka o opterećenju, naponu ili da/dN . Kompleksnost ponašanja pri rastu prsline zahteva visok stepen opreznosti kad je u pitanju određivanje i primena ovog faktora sigurnosti. Faktor sigurnosti bi trebalo pre primeniti na krajnjem rezultatu, tj. na krivoj rasta prsline, deljenjem broja ciklusa za bilo koju datu veličinu prsline konstantnim faktorom, [51].

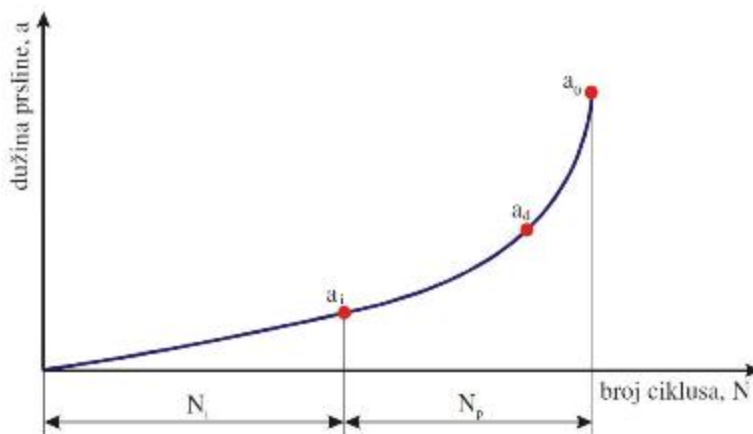
4.4.5 Određivanje veličine inicijalne prsline i nje nog daljeg rasta

Koncept projektovanja sa dozvoljenim oštećenjima zahteva da struktura zadrži odgovarajuću čvrstoću i krutost i nakon nastalog zamornog oštećenja – prsline. Potpuni otkaz konstrukcije nastaje kada nivoi oštećenja prekoračuju neku kritičnu vrednost, tj. kada primenjeni naponi prekorače kritičnu vrednost koju materijal može da izdrži. Znači, ukoliko je nastalo oštećenje na konstrukciji, potrebno je odrediti preostalu čvrstoću nakon tog oštećenja [61-63].

Predviđanje radnog veka konstrukcije pod zamornim opterećenjem potrebno je kako pri konstruisanju, tako i pri definisanju intervala kontrole za otkrivanje i otklanjanje oštećenja nastalih u eksploataciji. Proces zamora i loma može se podeliti u tri faze [64]:

1. Stvaranje mikroprrsline a i njen dalji rast do veličine nazvane inženjerska prslina, a_0 . To može biti i minimalna dužina prsline koja se može otkriti nekom od metoda IBR.
2. Stabilni rast makroprrsline do pojave nestabilnosti.
3. Nestabilni rast prsline i konačan lom elementa konstrukcije.

Mehanizam iniciranja i rasta mikroprrsline (faza 1) razlikuje se od mehanizma rasta makroprrsline (faza 2), pa su potrebna i dva različita pristupa za ocenu udela tih faza u ukupnom zamornom veku. Uobičajeno je da se za ocenu broja ciklusa potrebnih za iniciranje prsline N_i koristi koncept lokalnih deformacija, a za ocenu udela faze rasta prsline N_p , koristi koncept mehanike loma, Slika 4.19. Prelaz iz faze iniciranja prsline u fazu rasta prsline nije lako definisati i zato se u praksi najčešće, radi pojednostavljivanja postupka određivanja ukupnog zamornog veka, samostalno razmatra samo ona faza koja je dominantnija. Tako na primer, pretpostavka tipična za konstruisanje da u elementima konstrukcije nema grešaka određuje da je značajnija prva faza, iniciranje prsline. Ovaj koncept je karakterističan za male komponente, bez oštih zarez, koje su pažljivo izrađene. S druge strane, kad su u pitanju velike konstrukcije i zavareni spojevi, mnogo je realnija pretpostavka da inicijalne prsline već postoje, te da treba odrediti kojom se brzinom one razvijaju. Radni vek takvih konstrukcija (naftne platforme, brodovi, mostovi, parovodi, posude pod pritiskom, itd.) uglavnom se sastoji iz razvoja postojećih grešaka.



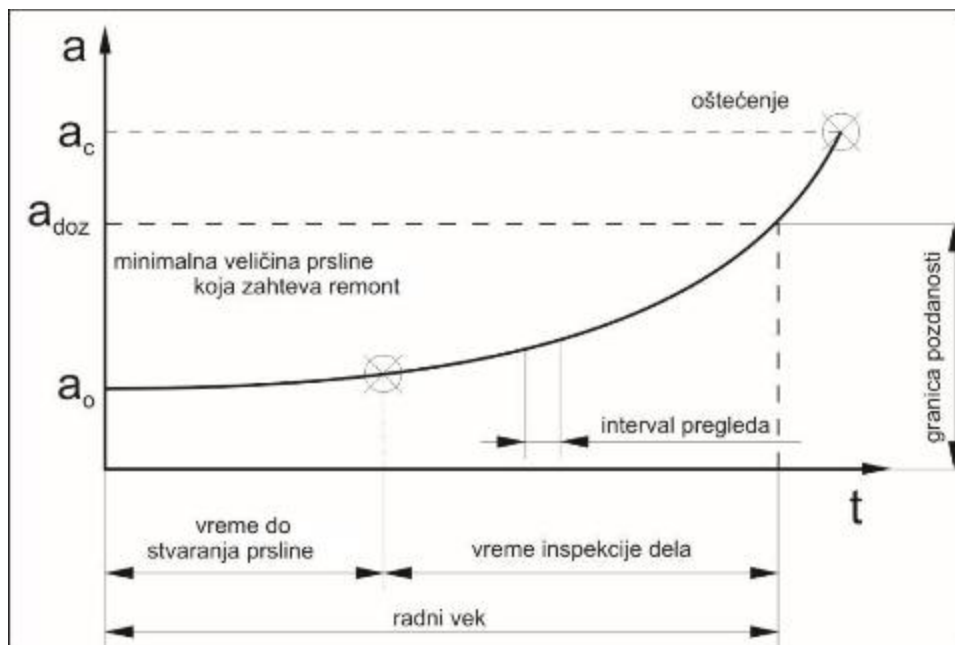
Slika 4.19 Udeo perioda iniciranja prsline N_i i perioda rasta zamorne prsline N_p u ukupnom zamornom veku

U praksi veličina inicijalne prsline a_0 (prsline koja postoji u strukturi pre njenog uvođenja u eksploataciju) se određuje IBR metodama (vizuelnim pregledom, penetrantima, magnetnom metodom, radiografski, vrtložnim strujama, ultrazvučno). Vrednosti veličine inicijalne prsline daju se kao vrednosti eksperimentalno dobijene za određene materijale i veličine uzoraka.

Kritična veličina prsline a_c se određuje na osnovu primenjenog napona σ i žilavosti loma K_{Ic} , na osnovu jednačine (3.25). Dozvoljena veličina prsline se određuje deljenjem kritične veličine prsline a_c koeficijentom sigurnosti. Radni vek konstrukcije bi se potom proračunao na osnovu vremena koje je potrebno da inicijalna prsline a_0 poraste do dozvoljene vrednosti a_{doz} , pri primenjenom spektru opterećenja (Slika 4.20).

Brzina rasta prsline zavisi od niza parametara:

- periodičnosti i intenziteta opterećenja;
- osobina materijala;
- uticaja okoline; temperatura, vlaga, korozija (porast vlage i korozija izazivaju brži rast prsline).
- strukturalnog rasporeda; da li u strukturi postoje ojačanja koja usporavaju rast;



Slika 4.20 Određivanje radnog veka konstrukcije

U projektnoj fazi brzina rasta prsline u strukturi se određuje eksperimentalno na epruvetama ili realnim delovima, pri čemu se meri dužina prsline u toku vremena do loma. Međutim, ispitivanja podrazumevaju ekonomske troškove, tako da se pribegava razvoju analitičkih metoda koje bi dale rezultate što približnije realnim.

U eksploatacionoj fazi, u cilju pravovremenog otkrivanja prsline nastalih usled zamora ili korozije, utvrđuju se intervali pregleda na osnovu postojećeg radnog iskustva ili podataka dobijenih u toku projektne faze (analiza i ispitivanje), Slika 4.20.

4.4.6. Određivanje preostalog veka konstrukcije sa greškom tipa prsline

Predviđanje radnog veka konstrukcije sa oštećenjem tipa prsline potrebno je kako pri konstruisanju, tako i pri definisanju intervala kontrole za otkrivanje i otklanjanje oštećenja nastalih u eksploataciji. Već je rečeno da se, radi pojednostavlivanja postupka određivanja veka konstrukcije, razmatra samo ona faza u procesu nastanka i rasta prsline koja je dominantnija. Ispitivanjem avionskih konstrukcija uočeno je da je vreme potrebno za nastanak prsline relativno kratko u odnosu na vreme potrebno za njen rast do loma.

Period potreban za rast prsline iznosi oko 95% radnog veka konstrukcije i iz tog razloga se preostali vek procenjuje samo na osnovu ovog perioda. Znači, celokupan proces akumulacije oštećenja posmatra se kao proces širenja prsline. Ispitivanja su pokazala da je ovakav pristup dovoljno konzervativan da bi bio prihvatljiv, [65].

Trajnost delova konstrukcije zavisi od brzine širenja prsline, odnosno brzine smanjenja nosivosti elementa kao posledice razvoja prsline.

Opterećenja sa konstantnom amplitudom su retka u praksi, ali je najveći broj eksperimentalnih podataka koji daju zavisnost $da/dN=f(\Delta K, R)$ dobijen upravo u ovakvim uslovima. Kako god, konstante C i m se određuju iz eksperimentalnih rezultata, pa se ovi idealizovani modeli brzine rasta prsline mogu koristiti za predviđanje zamornog veka komponenti. Pretpostavimo da znamo promenu:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \quad (4.30)$$

Odavde sledi da je $dN = \frac{da}{f(\Delta K, R)}$, čijom se integracijom dobija da je vek:

$$\Delta N = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{f(\Delta K, R)} \quad (4.31)$$

Funkcija $f(\Delta K, R)$ je uglavnom prilično složena i rešenje ovog integrala se najčešće sprovodi numerički. Najjednostavniji oblik funkcije $f(\Delta K, R)$ je u Parisovom modelu. Izraz 4.31 će tada imati oblik:

$$\Delta N = \frac{1}{C_p} \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{\left[Y\left(\frac{a}{w}\right) \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \right]^{m_p}} \quad (4.32)$$

gde je ΔN broj ciklusa potreban da prslina poraste od početne a_0 do kritične a_c , ili neke dozvoljene dužine a_d . Korekcionni faktor $Y=Y(a/w)$ za prslinu u komponenti je najčešće u obliku dugog polinoma ili je dat u tabelarnom obliku. Pod uslovom da je $\Delta \sigma = const$ i da ne zavisi od a , problem se rešava numeričkom integracijom. Trebalo bi još istaći da se u toku ovog postupka ne uzima u obzir pozitivna pojava usporavanja, tako da su dobijeni rezultati dovoljno konzervativni i sa još većom sigurnosti, [66].

Ako se u prvoj aproksimaciji uzme da Y ne zavisi od dužine prsline, tada će izraz 4.32 imati oblik:

$$\Delta N = \frac{1}{C_p [Y \Delta \sigma \sqrt{a}]^{m_p}} \int_{a_0}^{a_c} a^{\frac{m_p}{2}} da \quad (4.33)$$

$$\Delta N = \frac{1}{C_p [Y \Delta \sigma \sqrt{a}]^{m_p}} \cdot \frac{a_0^{\left(1 - \frac{m_p}{2}\right)} - a_c^{\left(1 - \frac{m_p}{2}\right)}}{\frac{m_p}{2} - 1} \quad (4.34)$$

Ova aproksimacija daje nekonzervativna rešenja u odnosu na ona koja uzimaju u obzir činjenicu da je $Y=Y(a)$. Ova rešenja moraju se odrediti numeričkim metodama, [66].

4.4.7 Parametri koji utiču na rast prsline usled zamora

Kod predviđanja rasta prsline podaci koji su dostupni treba da što više odgovaraju radnim uslovima. Rast prsline usled zamora je pod uticajem velikog broja parametara, a uslovi u kojima se eksperiment izvodi retko su isti kao radni uslovi. Uticaj okoline je najizraženiji.

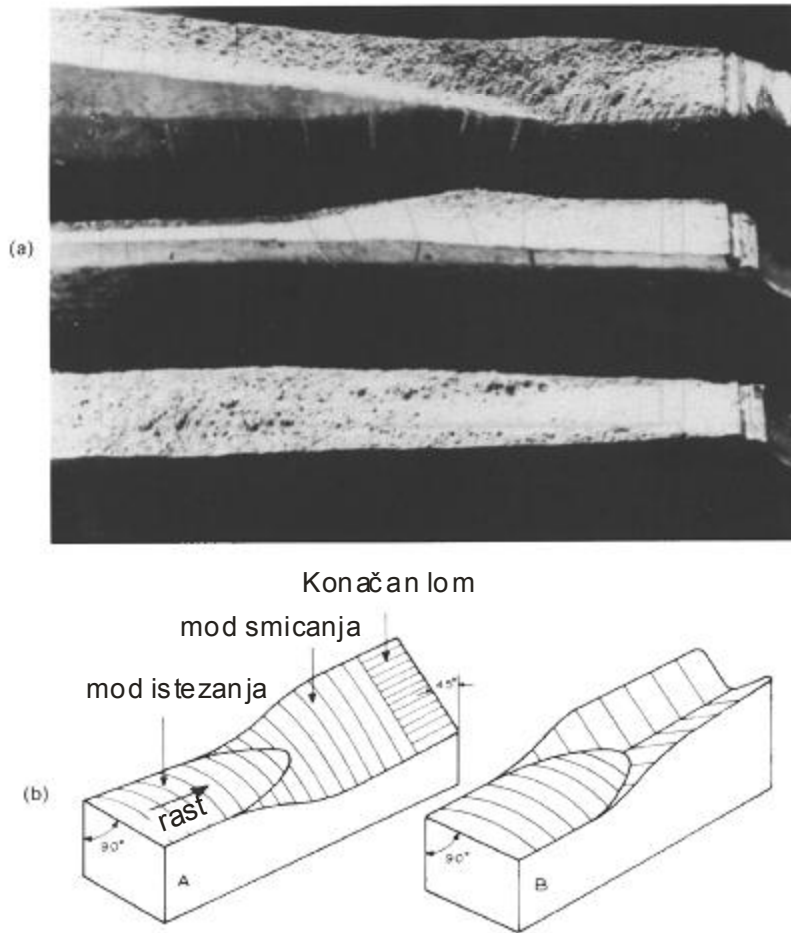
Uticao okoline na brzinu rasta prsline bio je predmet mnogih istraživanja kod različitih materijala; brzina rasta prsline usled zamora na vlažnom vazduhu može biti i nekoliko redova veličina viša nego u vakuumu, a uticaj se pripisuje vodenoj pari. Uticaj slane vode (morske vode) je od posebnog interesa za pomorske strukture. Nema jedinstvenog modela koji može da objasni uticaj okoline na brzinu rasta prsline usled zamora. Različita objašnjenja važe za različite materijale. Uticaj je sigurno rezultat dejstva korozije, i kao takav, zavisi od vremena.

Između mnoštva faktora koji utiču na rast prsline, sledeći bi trebalo da budu uzeti u obzir, pri predviđanju njenog rasta:

- debljina (visina)
- tip proizvoda
- termička obrada
- hladno deformisanje
- temperatura
- proizvođač
- varijacije od serije do serije
- okolina i frekvencija

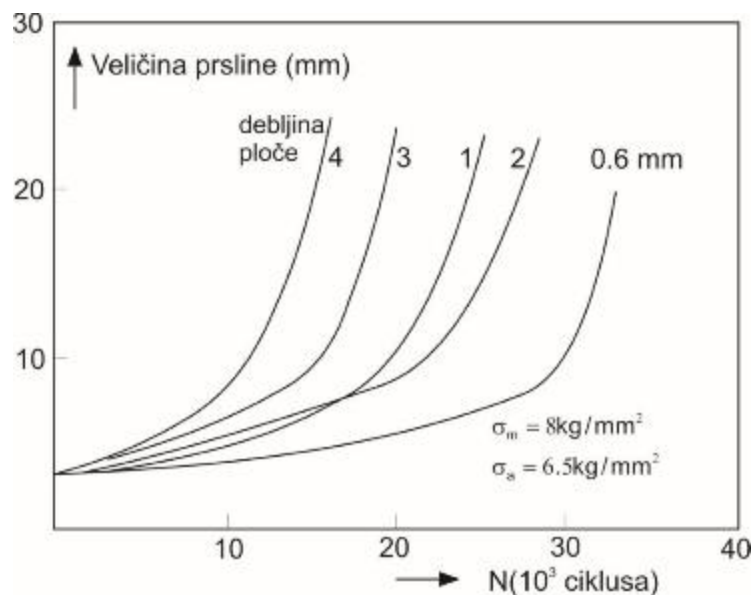
Za faktore pri dnu liste manje je verovatno da se mogu tačno proceniti. Nema pokušaja da se ilustruju podacima uticaji svih ovih faktora, jer neki imaju veoma različit uticaj na različite materijale.

Mnogi od ovih uticaja ne mogu biti odgovarajuće uračunati u analizama strukturnih prsline, prvenstveno jer podaci jednostavno nisu dostupni. Sa ovog stanovišta, dovoljno je primetiti da upotreba podataka dobijenih na osnovu procene može biti od značajnog uticaja na tačnost analize. Kod ploča postoji sistematski uticaj debljine na propagaciju prsline, pogotovo pre promene moda loma. Prsline usled zamora kod ploče počinje upravno na površinu ploče. Kada prsline raste, veličina plastične zone se povećava i razvija se napon u ravni. To izaziva prelazak prsline u jednostruko ili dvostruko smicanje, kao što je prikazano na Slici 4.21. Ravanski napon se razvija kada je veličina plastične zone reda debljine ploče. Kod debljih ploča, prelaz će zahtevati veliku plastičnu zonu i desiće se pri većim dužinama prsline. Podaci pokazuju da je rast prsline sporiji pri ravanskom naponu nego pri ravanskoj deformaciji. Slika 4.22 ističe neophodnost uključivanja ovog uticaja u analizu rasta prsline.



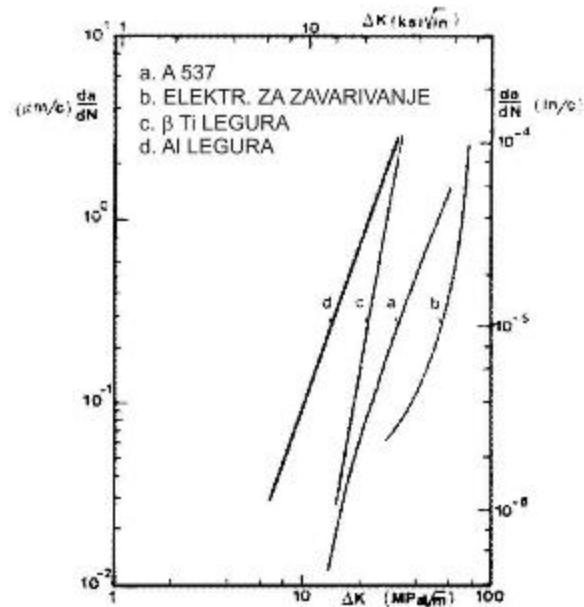
Slika 4.21 Prostiranje prsline usled zamora kroz ploču. (a) Prelazak prsline usled zamora u dvostruko smicanje (vrh) i jednostruko smicanje (sredina i dno) u epruveti od Al-legure. (b) Jednostruko smicanje - smicanje u ravni (A) i dvostruko smicanje – smicanje u dve ravni (B)

[51]

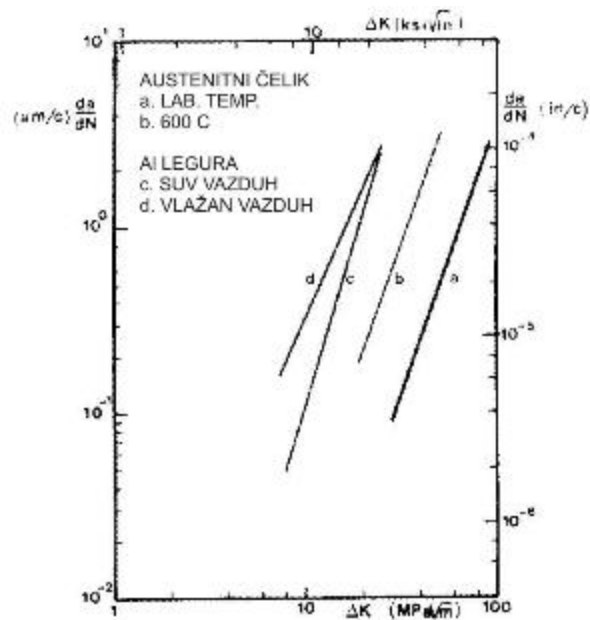


Slika 4.22 Uticaj debljine ploče na rast prsline [67]

Svojstva rasta prsline kod jednog broja legura poređena su na Slici 4.23. Okolina, frekvencija opterećivanja i temperatura mogu imati značajan uticaj na brzine rasta prsline. Primeri nekih od ovih uticaja dati su na Slici 4.24.



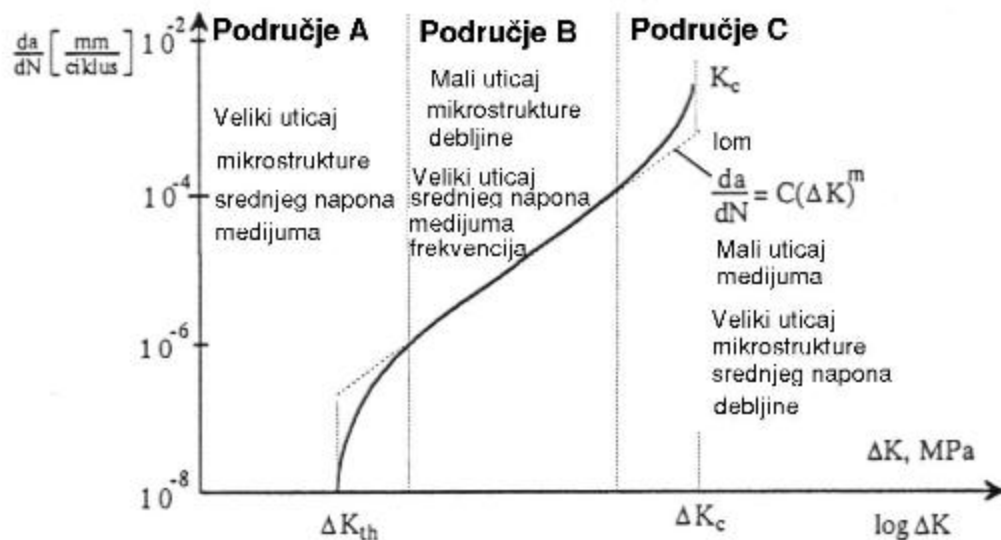
Slika 4.23 Tipične karakteristike brzina rasta prsline za različite legure [51]



Slika 4.24 Karakteristični uticaji temperature i okoline [51]

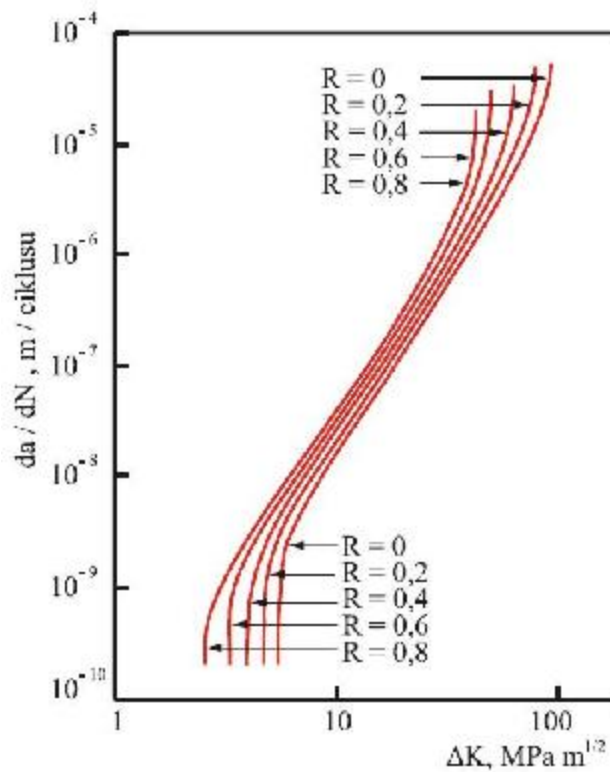
Zavisnost $\frac{da}{dN}$ od ΔK u log-log koordinatnom sistemu predstavlja se krivom S oblika (sigmoidalna kriva), Slika 4.25. Kriva se asimptotski približava granicama rasta prsline ΔK_{th} i ΔK_c . Prag opsega intenziteta napona ΔK_{th} je granična vrednost ispod koje

zamorna prslina ne raste, odnosno pod izvesnim ΔK , stopa da/dN bi trebala da bude nula, a pri vrednostima ΔK_c dolazi do loma, [68]. Kriva se prostire kroz tri oblasti. U oblasti A je dominantan uticaj mikrostrukture, srednjeg napona i okoline na brzinu rasta prsline. Plastična zona na vrhu prsline je veličine zrna i deformacija je kristalografska. U oblasti B plastična zona na vrhu prsline je veća od veličine zrna i ovde je mali uticaj mikrostrukture i debljine uzorka, a veliki uticaj napona, sredine i frekvencije. U oblasti C, blizu nestabilnosti rasta prsline, veliki je uticaj mikrostrukture, srednjeg napona i debljine uzorka, dok je uticaj okoline mali. Slika 4.25 pokazuje uticaj količnika R na brzinu rasta prsline koji je posebno izražen u oblastima A i C. Parisova jednačina važi u oblasti B, gde brzina rasta prsline malo zavisi od količnika napona. Prag bi trebao da se odražava u vertikalnoj $da/dN - \Delta K$ krivoj, pri niskom ΔK , kako je prikazano na Slici 4.25. Prag je obično određen pri postepenom smanjivanju napona u eksperimentu, dok se rast prsline ne zaustavi. Ako je npr. inicijalno ΔK ispod praga, uopšte nema rasta zamorne prsline. Određivanje ΔK_{th} je dugotrajan i skup proces, jer se smatra da je prag dostignut tek kad, pri određenom opterećenju, prslina tokom dovoljnog broja ciklusa ne raste (5×10^6 do 10^7 ciklusa). U srednjem području dijagrama (područje B) na Slici 4.25 važi jednačina rasta zamorne prsline, 4.15. Kad je u pitanju uticaj količnika napona na brzinu rasta prsline, već je istaknuto (Slika 4.7) da porast količnika napona R utiče na porast brzine rasta prsline da/dN .



Slika 4.25 Kriva zavisnosti brzine rasta zamorne prsline od opsega faktora intenziteta napona [68]

Na Slici 4.26 takođe je prikazan uticaj R na brzinu rasta zamorne prsline, gde se vidi da povećanje R ne pouzrokuje samo povećanje brzine rasta prsline da/dN , nego i pomeranje graničnih vrednosti ΔK_{th} i ΔK_c u levo.



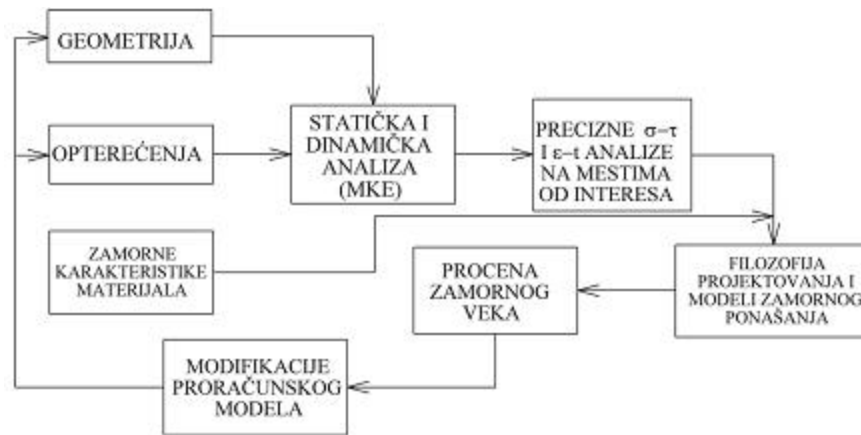
Slika 4.26 Uticaj količnika R na brzinu rasta prsline [69]

Uslovi koji dovode do pojave praga zamora su od izuzetnog značaja za proučavanje problema zamornog ponašanja materijala, a mnoga ispitivanja su pokazala da se prag zamora javlja u rasponu vrednosti brzina od 5×10^{-9} do 10^{-10} m/ciklusu.

5. PROŠIRENA METODA KONAČNIH ELEMENATA (PMKE)

Već je rečeno da je zamor pojava koja obuhvata proces nastanka i rasta prsline do konačnog loma elementa konstrukcije, a da se rast prsline u strukturi zapravo odvija tokom većeg dela radnog veka elementa konstrukcije, nekad i do 95% veka. Određivanje zamornog veka elementa, ili cele konstrukcije, svodi se na određivanje perioda koji je potreban da bi prslina narasla do svoje kritične dužine, nakon koje bi usledio otkaz datog dela ili kompletnog sistema. Pri tom su vrednosti napona i deformacije u neposrednoj blizini postojeće prsline najvažniji uticajni faktori u određivanju zamornog veka. S tim u vezi je metoda konačnih elemenata (MKE) postala značajan instrument u proučavanju zamornih prslina, jer omogućava usmeravanje na tačno određenu oblast unutar modela i simulacije raznih dinamičkih uticaja na nju. Većina komercijalnih softvera omogućava i proračun napona uzrokovanih termičkim opterećenjem, ali pojave kao što su uticaj puzanja na širenje prsline, uticaj korozije na promenu brzine rasta prsline, zamor materijala prouzrokovan padom i porastom temperature se ne mogu tako lako simulirati. Ovi uticaji su samo u izvesnoj meri integrisani u najšire korišćene komercijalne softvere za analizu primenom MKE, kao što su Ansys, Abaqus, Nastran.

Tradicionalan pristup procesu analize zamora, koji je bio značajan više kao teoretski, zahtevao je da budu definisana i analizirana istovremeno sva tri polazna parametra: materijal, geometrija i opterećenje [70]. U praksi je većina analiza bila zasnovana na principu istovremenog polaznog definisanja geometrije i opterećenja u cilju dobijanja promene napona ili deformacije u vremenu u kritičnim tačkama (pri određivanju naponsko deformacionog stanja potrebni su modul elastičnosti i kriva napon-deformacija), a zamorna svojstva materijala su tek nakon toga uključivana u analizu. Pri tom, prelaz sa ukupne geometrije i opterećenja na lokalne parametre zahteva razne tehnike koje imaju priličnu analitičku podlogu, a MKE omogućava pouzdaniju kontrolu ovog prelaska, pri čemu omogućuje i analitički pristup većini dinamičkih parametara. Na Slici 5.1 prikazan je shematski prikaz ovog procesa, gde se jasno vidi oblast najveće važnosti precizne analize gde MKE dolazi do izražaja.



Slika 5.1. Analiza zamora nosećih struktura zasnovana na primeni MKE

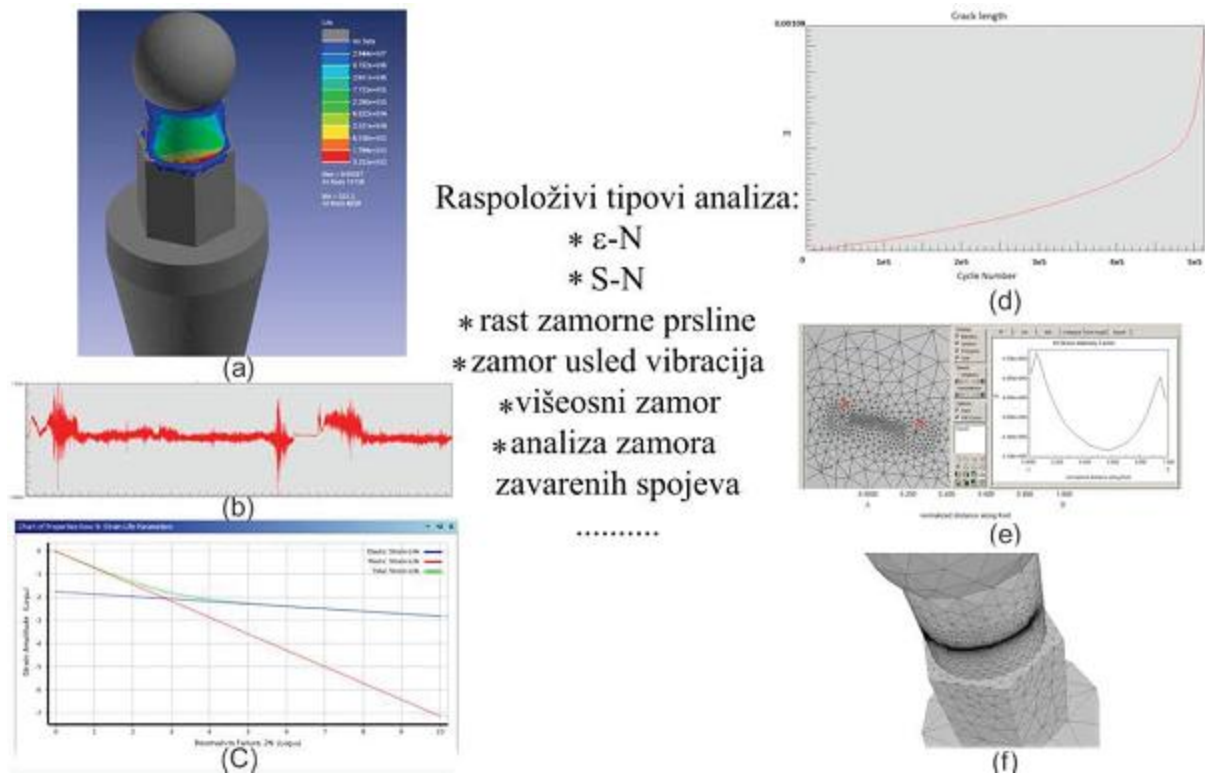
U zavisnosti od složenosti geometrije komponente i složenosti opterećenja koje nosi, kao i od udela odgovornosti komponente kao člana sistema, zavisi u kojoj će meri biti od značaja primena MKE. Kada su u pitanju delovi jednostavne geometrije, opterećeni jednostavnim opterećenjem i koji nemaju visoku odgovornost kao članovi sistema, one mogu biti realizovane i puštene u rad samo na bazi proračunatog zamornog veka. U slučaju da su u pitanju složeniji delovi, a šteta koju bi njihov otkaz prouzrokovao znatno veća, mora se uraditi i eksperimentalna potvrda proračunskog zamornog veka. Često je slučaj da komponenta ima složenu geometriju, nosi složeno opterećenje i potrebno je za eksperiment napraviti realističan prototip opterećen što sličnijim spektrom opterećenja realnom. Ovo bi bio skup postupak i ovde dolazi do izražaja glavni doprinos alatki za procenu veka na bazi MKE, koji se ogleda u tome da se pozdana procena radnog veka može dati još u ranoj fazi projektovanja dela, znatno pre ispitivanja eksperimentima.

Grafički prikaz procesa proračuna dat je na Slici 5.2. Sve tehnike analize zamornog ponašanja elemenata konstrukcije zasnovane su na jednoj od tri standardne metode procene veka, a to su:

- Metoda analize zamora na osnovu napona (σ - N metoda)
- Metoda analize zamora na osnovu deformacije (ε - N metoda)
- Metoda procene brzine širenja prsline

Metoda konačnih elemenata je približna metoda i tačnost rezultata zavisi dosta od iskustva korisnika. Nedovoljno dobro definisani modeli (loše izabran oblik mreže konačnih elemenata, gustina mreže ili čak netačne dimenzije modela) kao i male

nepreciznosti u modeliranju ponašanja strukture pod opterećenjem, mogu da imaju značajan uticaj na tačnost predviđanja zamornog veka, [72]. Zato je važno da se za rezultate dobijene primenom MKE ima potvrda putem rezultata iz eksperimenata.



Slika 5.2 Pregled elemenata procesa predviđanja veka pomoću metode konačnih elemenata: rezultati dobijeni pomoću MKE(5.2a); primenjeno opterećeje(5.2b); podaci o materijalu(5.2c); moguće oblikovanje rezultata (5.2d, 5.2e i 5.2f) [71]

Mogao bi se iz ovoga izvući zaključak da je upotreba MKE u problemima izučavanja zamora komplikovan i neefikasan pristup, ali treba imati u vidu da se ni jednom metodom ne može dobiti tačna vrednost zamornog veka strukture, te da rezultati dobijeni metodom MKE mogu biti dobra osnova za proveru različitih uticajnih parametara pre nego što se donese odluka o konačnom izgledu strukture. MKE, kada se pravilno i oprezno koristi, predstavlja odličan alat za predviđanje faktora intenziteta napona na vrhu prsline kod dvodimenzionalnih ili trodimenzionalnih modela, kao i smera njenog prostiranja kroz strukturu pod dejstvom raznih kombinacija spoljašnjeg opterećenja, [72].

Pored već pomenutih nedostataka MKE u proceni zamornog veka, kao što su približnost metode, iskustvo korisnika, zavisnost rezultata od kvaliteta generisane mreže

elemenata, načina definisanja graničnih uslova, itd., treba istaći još jedan značajan nedostatak, a to je problem koji se javlja kod simuliranja rasta trodimenzionalnih prslina i njihove propagacije u prostoru. Kad su u pitanju 2D strukture i rast prslina u njima, definisanje nove mreže posle svakog koraka ne predstavlja veliki problem. Mreža se menja samo u neposrednoj blizini vrha, a čvorovi dodati automatski od strane softvera daju podjednako dobre rezultate kao i oni ručno definisani. Kad je u pitanju složena 3D struktura i rast prslina u prostoru, do pre nekoliko godina samo je jedan softver mogao donekle uspešno da simulira rast prslina, FRANC3D [73], ali kreiranje konačnih elemenata u ovom softveru oko fronta prslina u svakom koraku njenog rasta bilo je komplikovano i dugotrajno (i to svega par koraka), a tačnost dobijenih rezultata diskutabilna.

Velika promena desila se kada su uvedene funkcije poboljšanja, uz pomoć kojih je singularno ponašanje integrisano u formulaciju konačnih elemenata, [74]. Ovo eliminiše potrebu za kreiranjem nove mreže nakon svakog koraka rasta prslina, a rezultat je danas poznat pod nazivom proširena metoda konačnih elemenata, PMKE.

5.1. Primena proširene metoda konačnih elemenata (PMKE) u analizi rasta zamorne prslina

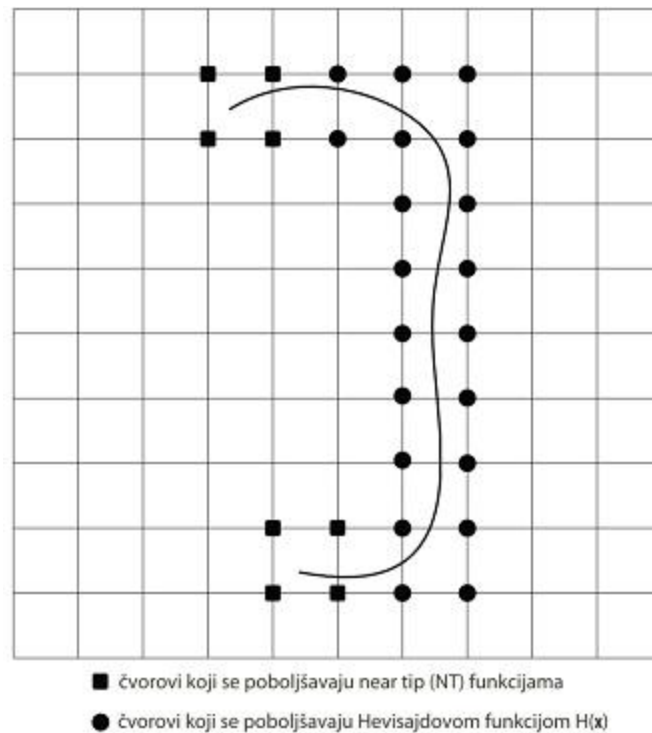
Proširena metoda konačnih elemenata - PMKE (*Extended Finite Element Method - XFEM*) jedna je od novih tehnika proračuna u domenu modeliranja rasta prslina u strukturi, koja je nastala kao rezultat brojnih istraživanja u poslednjih desetak godina. Ova tehnika omogućava predstavljanje diskontinuiteta nezavisno od mreže konačnih elemenata i to koristeći funkcije poboljšanja kao sredstvo prikazivanja svih diskontinualnih ponašanja promenljivih polja, kao što su pomeranja duž prslina ili naponi na dodirima različitih materijala.

5.1.1. Osnovne karakteristike proširene metode konačnih elemenata

Već je rečeno da ova tehnika omogućava efikasno rešavanje problema diskontinuiteta u strukturi. Diskontinuiteti mogu činiti širok spektar, ali se generalno mogu podeliti na velike i male (ili „jake“ i „slabe“ prema nekim autorima [75]). Za velike diskontinuitete uzima se slučaj kada pomeranje i relativna deformacija nisu kontinualni, a za male diskontinuitete slučaj kada je pomeranje kontinualno, a relativna deformacija nije.

Funkcije poboljšanja, čijim uvođenjem je i nastala ova metoda, su različite za različite slučajeve diskontinuiteta (granice zrna, dislokacije, prsline, itd). PMKE omogućava korišćenje proizvoljnog oblika prsline u mreži konačnih elemenata i to bez generisanja novih čvorova oko vrha prsline u toku njenog rasta. Za aproksimaciju diskontinuiteta koriste se dodatne funkcije, koje predstavljaju skup funkcija poboljšanja koje opisuju diskontinualno polje pomeranja u prostoru oko prsline i asimptotsko polje pomeranja oko vrha prsline. PMKE koristi tri tipa čvorova (Slika 5.3):

- Klasični čvorovi sa dva stepena slobode (koriste se u domenu u kom se nalazi prsline),
- H čvorovi sa četiri stepena slobode (poboljšani Hevisajdovom odskočnom funkcijom – koristi se ako je bar jedan pripadajući element presečen prslinom, pri čemu se ni u jednom elementu ne nalazi vrh prsline),
- NT čvorovi (*near tip*) sa deset stepeni slobode (koriste se kod elemenata u kojima se nalazi vrh prsline).



Slika 5.3 Čvorovi poboljšani $H(x)$ I NT funkcijama

Način izbora čvorova, odnosno kriterijuma koji se primenjuju pri selektovanju čvorova koji se „poboljšavaju“ novim stepenima slobode je očigledno vrlo važan pri procesu

modeliranja prsline. Preduslov da PMKE obezbedi efikasno modeliranje velikih, malih, 2D, ili 3D diskontinuiteta je da se definiše dobar algoritam ovog izbora.

5.1.2. Funkcije poboljšanja

Funkcije poboljšanja su dodatne funkcije za aproksimaciju diskontinuiteta i opisuju diskontinualno polje pomeranja u prostoru oko prsline i asimptotsko polje pomeranja oko vrha prsline. Ove funkcije su globalnog karaktera, dok se lokalne karakteristike dobijaju njihovim množenjem interpolacionim funkcijama svakog konačnog elementa. Uvođenje NT funkcije poboljšanja prvi je predložio Beličko (*Belytschko*) [76], a Hevisajdove funkcije poboljšanja, da bi se uprostilo predstavljanje dela prsline koji je udaljen od njenog vrha, Moz (Moës) [77]. Postoji još čitav niz funkcija poboljšanja za 2D i 3D probleme, linearno-elastične i elasto-plastične probleme, probleme dinamičkog loma [78-83].

U praksi se koriste dva tipa funkcija poboljšanja u analizi rasta prsline: diskontinualna $H(x)$ funkcija (generalizovana odskočna Hevisajdova funkcija) i skup linearnih elastičnih asimptotskih funkcija pomeranja.

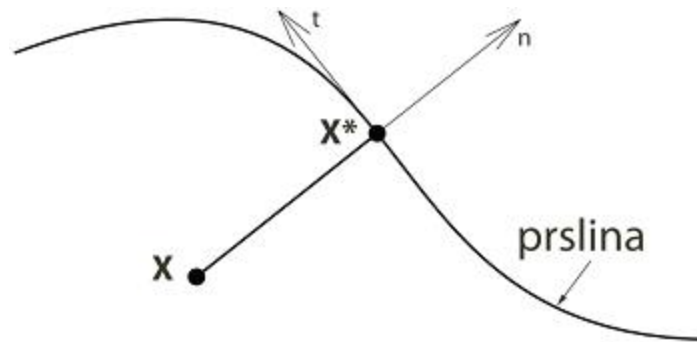
Hevisajdova odskočna funkcija koristi se za predstavljanje dela prsline udaljenog od vrha i daje se sledećom jednačinom [77]:

$$H(x) = \begin{cases} 1, & \text{ako je tač. iznad prsline} \\ -1, & \text{ako je tač. ispod prsline} \end{cases} \quad (5.1)$$

Ako koordinate izabrane tačke u Dekartovom koordinatnom sistemu označimo sa $\mathbf{x}=(x, y)$, u generalizovanoj Hevisajdovoj funkciji, onda se položaj tačke u odnosu na prslinu može prikazati kao:

$$H(x) = \begin{cases} 1, & \text{ako je } (x - x^*) \cdot \mathbf{n} \geq 0 \\ -1, & \text{ako je } (x - x^*) \cdot \mathbf{n} < 0 \end{cases} \quad (5.2)$$

Gde je \mathbf{n} jedinični vektor u pravcu spoljašnje normale, a \mathbf{x}^* presečna tačka prsline sa mrežom konačnih elemenata, Slika 5.4.



Slika 5.4 Definisane položaja tačke u odnosu na prslinu

Tačka x u procesu definisanja broja stepeni slobode predstavlja posmatrani čvor, a u procesu numeričke integracije Gausovu tačku elementa koji je presečen prslinom u kojem se ne nalazi vrh prsline. Funkcija poboljšanja data jednačinom (5.2) uvodi diskontinuitet u polje pomeranja duž prsline.

Za modeliranje polja pomeranja u neposrednoj blizini linearno-elastičnog vrha prsline koriste se četiri funkcije poboljšanja, koje „ugrađuju“ polje pomeranja u one elemente koji sadrže vrh prsline, [84]:

$$\phi_{\alpha}(x), \alpha = 1-4 = \sqrt{r} \left[\sin \frac{\theta}{2}, \cos \frac{\theta}{2}, \sin \theta \sin \frac{\theta}{2}, \sin \theta \cos \frac{\theta}{2} \right] \quad (5.3)$$

Ovde su r i θ polarne koordinate lokalnog koordinatnog sistema vezanog za vrh prsline. Pravac paralelan sa prslinom je za $\theta = 0$.

Polje pomeranja pri vrhu prsline nastalo dejstvom kombinovanog opterećenja (oblici I, II i III) se može, kad je u pitanju izotropni materijal, izraziti preko faktora intenziteta napona:

$$\begin{Bmatrix} 2\mu u_1(r, \theta) \\ 2\mu u_2(r, \theta) \end{Bmatrix} = K_I \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} u_1^I(\theta) \\ u_2^I(\theta) \end{Bmatrix} + K_{II} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} u_1^{II}(\theta) \\ u_2^{II}(\theta) \end{Bmatrix} \quad (5.4)$$

$$\mu u_3(r, \theta) = K_{III} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} u_3^{III}$$

Ovde su $u_k^I(\theta)$, $u_k^{II}(\theta)$ i $u_3^{III}(\theta)$ ($k=1,2$) trigonometrijske funkcije koje odgovaraju uticaju modova I, II i III na pomeranja $u_k(r, \theta)$ i $u_3(r, \theta)$, dok je $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$. Razvojem ovih

trigonometrijskih funkcija dobija se:

$$\begin{aligned}
u_1^I(\theta) &= (\kappa - 1)\cos\frac{\theta}{2} + \sin\theta\sin\frac{\theta}{2} \\
u_2^I(\theta) &= (\kappa + 1)\sin\frac{\theta}{2} - \sin\theta\cos\frac{\theta}{2} \\
u_1^{II}(\theta) &= (\kappa + 1)\sin\frac{\theta}{2} + 2\cos^2\frac{\theta}{2} \\
u_2^{II}(\theta) &= (\kappa - 1)\cos\frac{\theta}{2} + 2\sin^2\frac{\theta}{2} \\
u_3^{III}(\theta) &= \sin\frac{\theta}{2}
\end{aligned} \tag{5.5}$$

Ovde je κ Kolosova konstanta [30, 75] koja je data izrazom (poglavlje 3):

$$\kappa = \frac{\bar{\lambda} + 3\mu}{\bar{\lambda} + \mu} = \begin{cases} 3 - 4\nu; & \bar{\lambda} = \lambda \quad \text{za RSD} \\ \frac{3 - \nu}{1 + \nu}; & \bar{\lambda} = \frac{2\mu\lambda}{\lambda + 2\mu} \quad \text{za RSN} \end{cases} \tag{5.6}$$

Dok je sa λ označena još jedna Lameova konstanta, data izrazom, $\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$.

Komponente vektora pomeranja kod ortotropnog materijala mogu biti izražene preko faktora intenziteta napona [86] pomoću izraza:

$$\begin{Bmatrix} u_1(r, \theta) \\ u_2(r, \theta) \end{Bmatrix} = K_I \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} u_1^I(\theta) \\ u_2^I(\theta) \end{Bmatrix} + K_{II} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} u_1^{II}(\theta) \\ u_2^{II}(\theta) \end{Bmatrix} \tag{5.7}$$

Gde su $u_k^I(\theta)$ i $u_k^{II}(\theta)$ ($k=1,2$) trigonometrijske funkcije uticaja opterećenja oblika I i II na komponente vektora pomeranja ortotropnog materijala [87].

Funkcije poboljšanja koje se koriste u slučaju elasto-plastične analize, obuhvataju deformaciono polje oko vrha prsline opisano Hačinson-Rajs-Rozengrenovim singularitetom [33, 34]. U pitanju je model za ograničenu plastičnost kod ojačanja po eksponencijalnom zakonu materijala izloženog zamoru (videti poglavlje 3). Određeno je šest funkcija poboljšanja primenom Furijeove analize i one su date u sledećem obliku:

$$\phi_\alpha(x)_{\alpha=1-6} = r^{\frac{1}{n+1}} \left[\sin \frac{\theta}{2}, \cos \frac{\theta}{2}, \sin \theta \sin \frac{\theta}{2}, \sin \theta \cos \frac{\theta}{2}, \sin \frac{\theta}{2} \sin 3\theta, \cos \frac{\theta}{2} \sin 3\theta \right] \quad (5.8)$$

gde je n Ramberg-Ozgdov eksponent, ili eksponent deformacionog ojačanja posmatranog materijala (poglavlje 3). Pokazalo se, poređenjem rezultata dobijenih jednačinama (5.3) i (5.8), da su dobijene razlike veoma male, što je i razlog da se koriste ove funkcije poboljšanja za modeliranje rasta zamorne prsline u elasto-plastičnim uslovima [88]. Ipak treba naglasiti da je za proračun vrednosti faktora intenziteta napona potrebno znatno više vremena koristeći PMKE nego klasičnu MKE, a dobijeni rezultati su približno isti.

5.1.3. Određivanje tipa čvora mreže pomoću level set (LS) metode

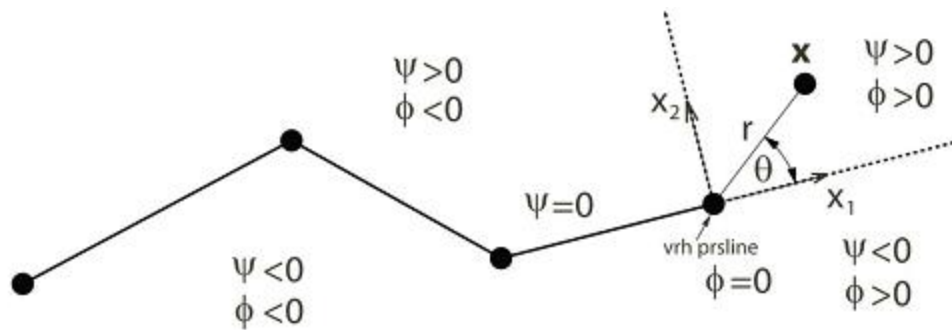
Već je rečeno da je pri upotrebi PMKE mora odrediti koji element mreže je presečen prslinom, kao i u kom elementu je njen vrh. Za prepoznavanje ovih elemenata predložena je takozvana level set (LS) metoda (*Stolarska*, [89]). U pitanju su dve level set (LS) funkcije, date izrazima:

$$\phi_p(x,0) = (x - x_p) \cdot t \quad (5.9)$$

$$\psi_i(x,0) = (x - x_i) \cdot n \quad (5.10)$$

gde je x posmatrana tačka, x_p tačka koja predstavlja vrh prsline, a x_i koordinata tačke gde je $i=(1, p-1)$. Funkcija ϕ je level set funkcija rastojanja posmatrane tačke od vrha prsline, a funkcija ψ je level set funkcija normalnog rastojanja tačke od prsline, Slika 5.5. Normala i tangenta svakog segmenta prsline određuju se na osnovu koordinata početka i kraja tog segmenta. Funkcije poboljšanja prikazane izrazima (5.1) i (5.3) sada se mogu izraziti preko ϕ i ψ , tako da sledi:

$$H(x) = H(\psi(x)) = \begin{cases} 1, & \text{ako je } \psi(x) > 0 \\ -1, & \text{ako je } \psi(x) < 0 \end{cases} \quad (5.11)$$

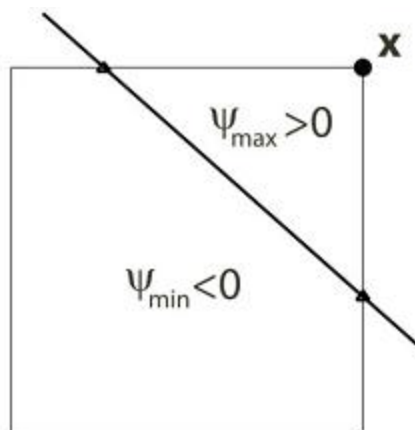


Slika 5.5. Veza funkcija poboljšanja i level set funkcija [75]

Kako postoji nekoliko načina da prslina preseče element, tako i level set funkcije mogu da imaju nekoliko različitih vrednosti. U nastavku biće opisana četiri karakteristična slučaja presecanja elementa prslinom:

a) Slučaj kada prslina preseca susedne ili naspramne strane elementa

U ovom slučaju, prikazanom na Slici 5.6, proizvod minimalne i maksimalne vrednosti $\psi(x)$ za taj element je manji od nule (tj. $\psi_{max} \cdot \psi_{min} < 0$), a proizvod minimalne i maksimalne vrednosti $\phi(x)$ za taj element je veći od nule ($\phi_{max} \cdot \phi_{min} > 0$).



Slika 5.6 Vrednosti level set funkcije za slučaj kad prslina preseca strane elementa

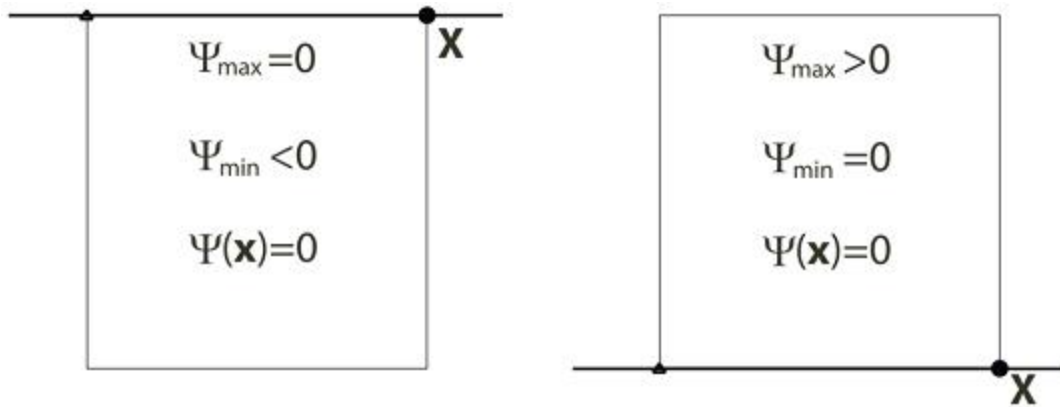
Hevisajdova funkciju tada će biti oblika:

$$H(x,t) = \text{sgn}(\psi(x,t)) = \begin{cases} 1, & \text{ako je } \psi(x,t) > 0 \\ -1, & \text{ako je } \psi(x,t) < 0 \end{cases} \quad (5.12)$$

Pri tome je $\psi(x,t) \neq 0$.

b) Slučaj kada se prslina poklapa sa stranom elementa i čvor je na njoj

Ovaj slučaj prikazan je na Slici 5.7. Proizvod maksimalne i minimalne vrednosti funkcije $\psi(x)$ za taj element je $\psi_{max} \cdot \psi_{min} = 0$, $\psi(x,t) = 0$, a Hevisajdova funkcija određuje preko izraza:



Slika 5.7 Vrednost LS funkcije u slučaju poklapanja prslina sa stranom elementa na kojoj je čvor [75]

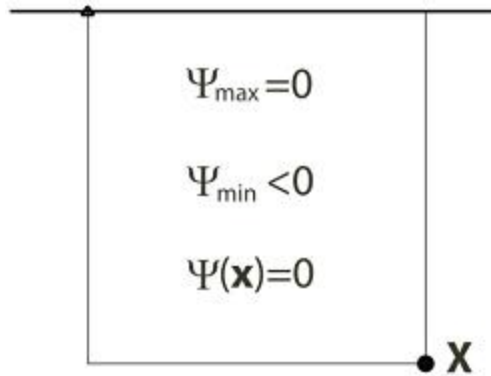
$$H(x,t) = \text{sgn}(\psi_{min}), \quad \text{ako je } \psi_{min} \neq 0$$

$$H(x,t) = \text{sgn}(\psi_{max}), \quad \text{ako je } \psi_{max} \neq 0 \quad (5.13)$$

c) Prslina se poklapa sa stranom elementa i čvor se ne nalazi na njoj

Ovaj slučaj prikazan je na Slici 5.8. Funkcija poboljšanja određuje se preko izraza:

$$H(x,t) = \text{sgn}(\psi(x,t)) \quad (5.14)$$



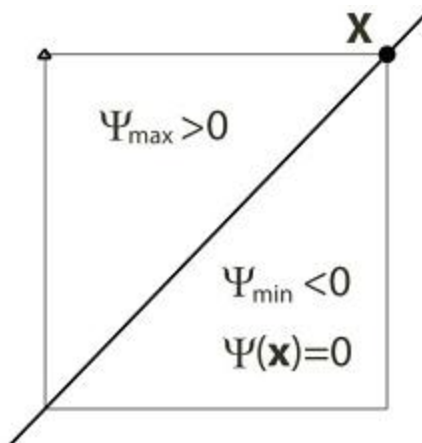
Slika 5.8 Vrednost LS funkcije u slučaju poklapanja prsline sa stranom elementa na kojoj nije čvor [75]

d) Prslina deli element po dijagonali i prolazi kroz naspramne čvorove elementa

Ovaj slučaj položaja prsline prikazan je na Slici 5.9, a funkcija poboljšanja ima oblik:

$$H(x, t) = \text{sgn}(\psi_{\min}) \quad (5.15)$$

Pri tome je $\psi_{\max} \cdot \psi_{\min} < 0$ i $\psi(x, t) = 0$



Slika 5.9 Vrednost LS funkcije za slučaj kada prslina deli element po dijagonali i prolazi kroz naspramne čvorove elementa [75]

Ukoliko su proizvod $\psi_{max} \cdot \psi_{min} < 0$, i proizvod $\phi_{max} \cdot \phi_{min} < 0$, u tom elementu se nalazi vrh prsline i za sve čvorove datog elementa primenjuje se NT funkciju.

Za određivanje polarnih koordinata tačke (r, θ) za koju se vrši proračun, u polarnom koordinatnom sistemu koji je vezan za vrh prsline, mogu se upotrebiti vrednosti level set funkcija date u Dekartovom koordinatnom sistemu vezanom za vrh prsline. Tada bi polarne koordinate tačke bile:

$$r = \sqrt{\psi^2(x, t) + \phi^2(x, t)} \quad \text{i} \quad \theta = \arctg \frac{\psi(x, t)}{\phi(x, t)} \quad (5.16)$$

Pravac $\theta = 0$ odgovara pravcu tangente na prslinu kod vrha prsline.

Može se reći da se proširena metoda konačnih elemenata i level set metode vrlo dobro dopunjuju kad je u pitanju praćenje položaja prsline. Predstavljanje prsline u tri dimenzije zasnovano je na vrlo sličnoj metodologiji. U praksi se level set funkcije definišu u vrlo uskoj oblasti oko prsline.

5.2 Određivanje faktora intenziteta napona pomoću PMKE

U proširenoj metodi konačnih elemenata definisanje faktora intenziteta napona svih modova je uglavnom putem integrala interakcije prilagođenom dvodimenzionalnoj i trodimenzionalnoj problematici. Integral interakcije je u obliku površinskog integrala (*domain form*) i u stvari je proširenje J -integrala, koje su uveli Čerepanov [90] i Rajsa [20]. Ovdje se linijski J -integral prevodi u površinski, koji je zgodniji za upotrebu kad su u pitanju simulacije pomoću konačnih elemenata. Integral interakcije se upotrebljava za određivanje faktora intenziteta napona svih modova i ovaj metod se pokazao kao prilično tačan kod homogenih prsline sa dobro definisanom mrežom elemenata, ali i kod složenijih tipova diskontinuiteta, kao i dodirnih oblasti dva različita materijala.

J -integral se za uopšteni slučaj dvodimenzionalne homogene prsline može predstaviti kao brzina oslobađanja energije G , koja je u funkciji faktora intenziteta napona i efektivnog Jangovog modula, E^* (jednačine (3.51) i (3.52)). U prostornom slučaju se lokalna vrednost J -integrala u tački s na frontu prsline može predstaviti kao:

$$J(s) = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left(W n_1 - \sigma_{jk} n_j \frac{\partial u_k}{\partial x_1} \right) d\Gamma \quad (5.17)$$

Gde je W gustina energije relativne deformacije, a Γ leži u ravni upravnoj na front prsline u tački s . Uvede li se Dirakova delta funkcija, dobija se oblik znatno zgodniji za upotrebu u metodi konačnih elemenata:

$$J(s) = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left(W \delta_{1j} - \sigma_{ij} n_j \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right) n_j d\Gamma \quad (5.18)$$

Za računanje faktora intenziteta napona superimponiraju se dva stanja pomeranja i napona u jedno. Pomoćni napon i pomeranje [91, 92] se superimponiraju sa naponom i pomeranjem dobijenim pomoću PMKE. Neka stanja dobijena pomoću PMKE budu označena sa $u_{ij}^{(1)}, \varepsilon_{ij}^{(1)}, \sigma_{ij}^{(1)}$, a pomoćna stanja sa $u_{ij}^{(2)}, \varepsilon_{ij}^{(2)}, \sigma_{ij}^{(2)}$. Njihovim superimponiranjem jednačina (5.18) postaje:

$$J^{(1+2)}(s) = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[\frac{1}{2} (\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}) (\varepsilon_{ij}^{(1)} + \varepsilon_{ij}^{(2)}) \delta_{1j} - (\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}) \frac{\partial (u_i^{(1)} + u_i^{(2)})}{\partial x_1} \right] n_j d\Gamma \quad (5.19)$$

Razvojem članova jednačine (5.19) J -integral se može raščlaniti na: PMKE stanje $J^{(1)}$, pomoćno stanje $J^{(2)}$ i stanje interakcije $J^{(1,2)}$, dato izrazom:

$$J^{(1,2)} = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[W^{(1,2)} \delta_{1j} - \sigma_{ij}^{(1)} \frac{\partial u_i^{(2)}}{\partial x_1} - \sigma_{ij}^{(2)} \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial x_1} \right] n_j d\Gamma \quad (5.20)$$

Ovde je $W^{(1,2)}$ interaktivna gustina energije relativne deformacije, data izrazom:

$$W^{(1,2)} = \sigma_{ij}^{(1)} \varepsilon_{ij}^{(2)} = \sigma_{ij}^{(2)} \varepsilon_{ij}^{(1)} \quad (5.21)$$

Ova dva superimponirana stanja napona upotrebom jednačine (3.47) mogu se prikazati u obliku:

$$J^{(1+2)} = J^{(1)} + J^{(2)} + \frac{2(K_I^{(1)} K_I^{(2)} + K_{II}^{(1)} K_{II}^{(2)})}{E^*} \quad (5.23)$$

Odnosno, stanje interakcije, na osnovu izraza (5.20) i (5.22) kao:

$$I^{(1,2)} = \frac{2(K_I^{(1)}K_I^{(2)} + K_{II}^{(1)}K_{II}^{(2)})}{E^*} \quad (5.24)$$

Faktori intenziteta napona $K_I^{(1)}$ i $K_{II}^{(1)}$ dobijeni preko PMKE, mogu se dobiti usvajanjem $K_I^{(2)} = 1$ i $K_{II}^{(2)} = 0$, ili $K_I^{(2)} = 0$ i $K_{II}^{(2)} = 1$, tako da sledi:

$$K_I^{(1)} = \frac{I^{(1, \text{mod } I)} E^*}{2} \quad \text{i} \quad K_{II}^{(1)} = \frac{I^{(1, \text{mod } II)} E^*}{2} \quad (5.24)$$

gde su: $I^{(1, \text{mod } I)}$ integral interakcije za $K_I^{(2)} = 1$ i $K_{II}^{(2)} = 0$, odnosno $I^{(1, \text{mod } II)}$ integral interakcije za $K_I^{(2)} = 0$ i $K_{II}^{(2)} = 1$.

5.3. Određivanje pravca rasta prsline

Pravac rasta prsline je u direktnoj vezi sa faktorima intenziteta napona (za sve oblike, tj.modove) izračunatim za vrh prsline. Kad su u pitanju dvodimenzionalni slučajevi, ugao skretanja prsline se definiše pravcem koji će imati minimalne vrednosti K_{II} . U PMKE glavni kriterijum za definisanje pravca rasta prsline pri 2D modeliranju mogu biti zasnovani na određivanju maksimalne brzine energije [93], maksimalne gustine energije relativne deformacije [94], određivanju kritične ravni [95] i izračunavanju maksimalnog radijalnog napona [96]. Najviše se koristi kriterijum maksimalnog radijalnog napona, gde je pravac rasta prsline definisan uglom θ_c , datom preko faktora intenziteta napona moda I i II sledećim izrazom [97]:

$$\theta_c = -\arccos \left[\frac{2K_{II}^2 + K_I \sqrt{K_I^2 + 8K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right] \quad (5.25)$$

Još neki autori predložili su izraze za računanje θ_c , kao npr.Moz [77]:

$$\theta_c = 2 \arctg \left[\frac{1}{4} \left(\frac{K_I}{K_{II}} - \text{sign}(K_{II}) \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right) \right] \quad (5.26)$$

Sukumar je predložio sledeći izraz [78]:

$$\theta_c = 2 \arctg \left[\frac{1}{4} \left(\frac{K_I}{K_{II}} - \text{sign}(K_{II}) \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right) \right] \quad (5.27)$$

Primenu je našao i kriterijum zasnovan na određivanju položaja kritične ravni α [95], prema kom će prslina rasti u pravcu pod uglom α . Međutim, ovaj metod zahteva poznavanje karakteristika $K_I, da/dN$ i $K_{II, da/dN}$ koje za mnoge materijale nisu poznate.

5.4 Ekvivalentni faktor intenziteta napona

Za slučaj opterećenja koja predstavljaju kombinaciju oblika opterećenja, potrebno je odrediti ekvivalentni faktor intenziteta napona, kojim se uzimaju u obzir faktori intenziteta napona za pojedinačne oblike opterećenja. U literaturi je dat čitav niz predloga za izračunavanje ekvivalentnog faktora intenziteta napona, od kojih će ovde neki biti predstavljeni. Tako je, npr, Jan (*Yan*) predložio izraz dobijen prema kriterijumu maksimalnog radijalnog napona [98]:

$$K_{eq} = \frac{1}{2} \cos \frac{\theta}{2} [K_I (1 + \cos \theta) - 3K_{II} \sin \theta] \quad (5.28)$$

Ovde se θ izračunava pomoću neke od jednačina (5.25 - 5.27).

Zatim, jednačina koja je zasnovana na kriterijumu brzine oslobađanja energije [99]:

$$K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (5.29)$$

Dok je Tanaka predložio izraz dobijen preko eksperimentalnih istraživanja [100]:

$$K_{eq} = \sqrt[4]{K_I^4 + 8K_{II}^4} \quad (5.30)$$

Ova poslednja jednačina se najčešće i koristi. Njena prednost je u tome jer ne zahteva podatke o pravcu prostiranja prsline. Izbor jednačine preko koje će se računati ekvivalentni faktor intenziteta napona nije ni malo jednostavan zadatak, jer sve imaju svoje prednosti i nedostatke.

5.5 Brzina rasta zamorne prsline

Već je rečeno da postoji čitav niz modela koji predstavljaju model brzine rasta zamorne prsline (Poglavlje 4), ali da su sve one uglavnom oblika $da/dN = f(\Delta K, R)$. Softveri u okviru kojih je PMKE (kao što je Abaqus [101]) koriste klasičan Parisov model ili modifikovane Parisove modele koji uzimaju u obzir količnik napona R . Jedan od modifikovanih Parisovih modela predložio je Ksjaoping (*Xiaoping*) [102] i on glasi:

$$\frac{da}{dN} = C \left[(M_R M_P \Delta K)^n - \Delta K_{th}^n \right] \quad (5.31)$$

Ovaj model uvodi faktor M_R uzima u obzir količnik napona R , faktor M_P koji uvodi interakciju podopterećenja i preopterećenja i ΔK_{th} , prag opsega faktora intenziteta napona.

6. PROCENA PREOSTALOG ZAMORNOG VEKA CEVI OD ČELIKA API J55 EKSPERIMENTALNIM I ANALITIČKIM METODAMA

Zavarene cevi pod pritiskom mogu biti vrlo osjetljive na prsline i njihov stabilni ili nestabilni rast i to su najčešći razlozi koji dovode do otkaza cevovoda. Ovi su otkazi od značaja i kad je u pitanju ekološki aspekt jer materije koje transportuju, ukoliko dodje do njihovog izlivanja, utiču na kvalitet životne sredine. Metode za procenu oštećenja cevi pod pritiskom veoma su važne za očuvanje bezbednosti i stabilnosti cevovoda u postrojenjima [103-108], kao i definisanje pouzdanih kriterijuma za procenu preostalog veka cevi pod pritiskom sa prslinama u osnovnom materijalu i zavarenom spoju. Suština analize integriteta cevi je efikasna i tačna procena maksimalno dozvoljenog pritiska, kao i određivanje parametara mehanike loma, kao što su faktor intenziteta napona K_{Ic} i J integral oštećenih cevi. U prethodnom periodu veliki broj studija odnosio se na spoljašnje ili unutrašnje obimne i aksijalne polueliptične površinske prsline u cilindričnim posudama [103-115]. Veoma mali broj studija bavi se određivanjem ovih parametara u uslovima spoljašnje površinske aksijalne prsline [111].

Tokom poslednjih decenija, mnoga istraživanja su sprovedene sa ciljem da se razvije model za procenu preostalog veka pri visoko cikličnom zamoru, jer je potrebno vreme i ogroman napor za izradu ($S-N$) dijagrama. Mnogi radovi su posvećeni razvoju različitih modele za predviđanje veka trajanja pri visoko cikličnom zamoru korišćenjem koncepta male prsline, ali samo u nekoliko modela su uključeni mikrostrukturni parametri [116]. U novije vreme razvijeni su modeli za procenu veka pri niskocikličnom zamoru [117, 118]. Važno je napomenuti da radno okruženje može značajno uticati na smanjenje sigurnosti konstrukcije [119]. Nisko-legirani čelici se naširoko primenjuju u izradi cevovoda zbog svojih mehaničkih osobina i dobre zavarljivosti [120]. Međutim, problem lomova cevi za naftovode i gasovode je i dalje aktuelan. U cilju procene preostalog veka cevovoda predloženo je nekoliko metoda [121]. Mnogobrojna laboratorijska istraživanja, kao i neka dosadašnja iskustva su pokazala da radna sredina sa sadržajem vode može značajno uticati na ubrzani razvoj zamorne prsline kod feritnih čelika [122]. Postoji najmanje 50 modela za predviđanje životnog veka pri kumulativnom oštećenju usled

zamora, od kojih nijedan nije opšte prihvaćen. U većini dosadašnjih radova korišćena su ciklična opterećenja konstantne amplitude u cilju pojednostavljenja analize [123].

Iz navedenih razloga, u ovom poglavlju analiziran je integritet primenom dijagrama analize loma (FAD) i urađena procena preostalog veka zavarenih cevi izrađenih od čelika API J55, a na osnovu eksperimentalnih podataka dobijenih u okviru projekta „Istraživanje i razvoj metoda za ocenu integriteta i pouzdanosti zavarenih cevi u naftnoj industriji“ [12]. U okviru ovog projekta ispitan je uticaj eksploatacionih uslova na osobine čelika API J55 eksperimentima na novoj i cevi koja je bila u eksploataciji 70 000 sati (8 godina). Na osnovu ovih podataka biće urađena procena preostalog veka analitičkom metodom, za pretpostavku da je cev sa spoljašnjim aksijalnim oštećenjem, za različite vrednosti dubina inicijalneprslin.

Takođe će, neki od eksperimentalnih podataka iz ovog poglavlja biti iskorišćeni u narednom poglavlju, za verifikaciju upotrebe proširene metode konačnih elemenata (PMKE) u 3D analizi simulacije rasta prslin i procenu preostalog veka cevi sa inicijalnom aksijalnom površinskom prslinom.

6.1 Eksperimentalna ispitivanja

Eksperimentalna ispitivanja su urađena u okviru projekta „Istraživanje i razvoj metoda za ocenu integriteta i pouzdanosti zavarenih cevi u naftnoj industriji“, EVB 14014-TR, Ministarstva za nauku i tehnološki razvoj Republike Srbije [12].

6.1.1 Ispitivanje zatezanjem

Svojstva čelika su utvrđena na uzorcima uzetim iz cevi proizvedene VF zavarivanjem. Uporedo sa čelikom API J55, analiziran je i čelik API H40 koji se koristi za iste namene, a u cilju poređenja ova dva čelika. Hemijski sastav čelika API J55 i API H40 dat je u Tabeli 6.1. (Ceq za J55 pokazuje sklonost ka hladnim prslinama)

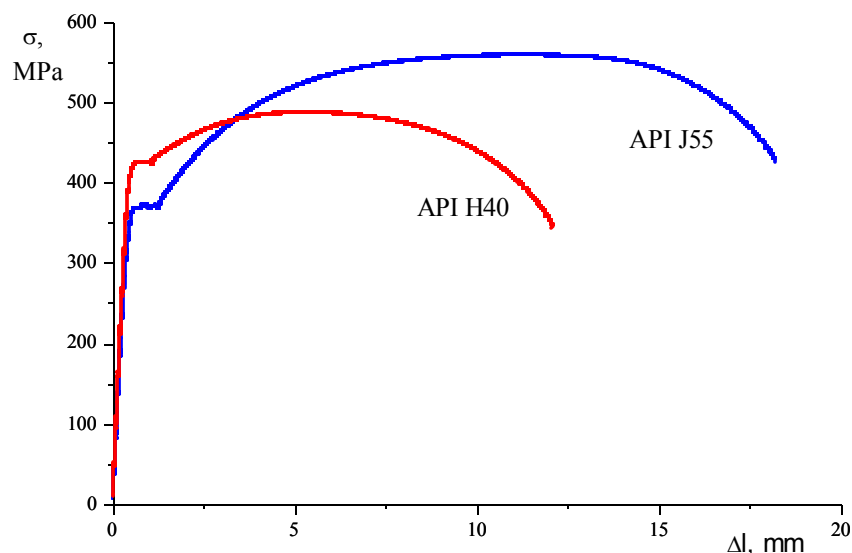
Tabela 6.1. Hemijski sastav čelika API J55 i API H40, [mas. %]

Materijal	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	Ceq*
J55	0.28	0.2	0.99	0.016	0.018	0.09	0.06	0.0	0.11	0.025	0.47
H40	0.132	0.178	0.495	0.012	0.009	0.014	0.035	0.0		0.023	0.2196

Mehaničke karakteristike materijala određene su za materijale API J55 i API H40 ispitivanjem zatezanjem na sobnoj temperaturi, na cevima iz eksploatacije. Pozicije vađenja uzoraka za utvrđivanje mehaničkih karakteristika osnovnog materijala uzdužno zavarenih cevi definisani su standardom [1], a oblik i dimenzije uzoraka za ispitivanje zateznih osobina definisani su standardom [124]. Postupak merenja vrši se pomoću elektromehaničke mašine za ispitivanje SCHENCK-TREBEL RM 100, u kontroli deformacije (izduženja) sa brzinom uvođenja opterećenja $v = 5 \text{ mm/min}$. Dobijeni podaci prikazani su u Tabeli 6.2. Na Slici 6.1 prikazan je dobijeni dijagram zatezanja.

Tabela 6.2. Mehaničke osobine čelika API J55 i API H40

Material	Temperatura [°C]	R_e [MPa]	R_m [MPa]	A [%]
J55	20	380	562	33
H40		426	487	23



Slika 6.1. Krive zatezanja za čelike API J55 i H40, uporedni prikaz

6.1.2 Eksperimentalno određivanje trajne dinamičke čvrstoće

Ispitivanja trajne dinamičke čvrstoće određivanjem Velerove krive za materijal API J55 obavljena su na visokofrekventnom pulzatoru Amsler od 100 kN, na Fakultetu za strojništvo Maribor. Cilj ispitivanja je bio da se odredi uticaj eksploatacionih uslova na zamorno ponašanje materijala od kojeg su izrađene cevi. Tok eksperimenta prikazan je na

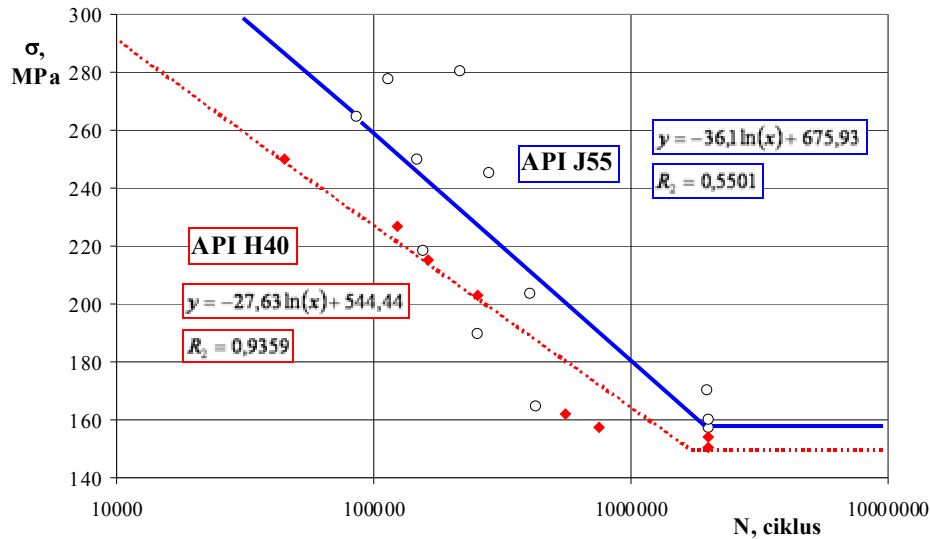
Slici 6.2, a izgled prelomnih površina nekih od glatkih epruveta iz eksperimenta na Slici 6.3. Dobijeni rezultati prikazani su na Slici 6.4.



Slika 6.2 Epruveta pre početka eksperimenta i posle loma zamaranjem na visokofrekventnom pulzatoru Amsler



Slika 6.3. Izgled prelomnih površina epruveta iz eksperimenta zamaranjem na visokofrekventnom pulzatoru Amsler



Slika 6.4. Uporedni prikaz Velerovih krivih za materijale API J55 i API H40 pri $R = 0,1$ [12]

Analizom dijagrama zamorne čvrstoće za API J55 čelik ($\sigma_D = 157 \text{ MPa}$) i API H40 čelik ($\sigma_D = 148 \text{ MPa}$) može se zaključiti da zamorna čvrstoća u radnim uslovima mnogo brže opada kod materijala sa višim mehaničkim osobinama.

6.1.3 Ispitivanje otpornosti prema nastanku i rastu prsline osnovnog materijala i zavarenog spoja cevi od API J55

Ispitivanja modifikovanih CT epruveta, izvršena su na sobnoj temperaturi na mašini SCHENCK-TREBEL RM 100 u cilju određivanja otpornosti osnovnog materijala i zavarenog spoja cevi od API J55 prema nastanku i rastu prsline. Debljina modifikovanih CT epruveta, Slika 6.5, je $d = 6,98 \text{ mm}$ (jednaka debljini zida cevi) [12]. Posredno (preko kritične vrednosti J integrala J_{Ic} , standard ASTM E813 [125], ASTM 1820-99 [126]) su određene kritične vrednosti faktora intenziteta napona K_{Ic} , na osnovu izraza (6.1) za osnovni materijal (OM), zonu uticaja toplote (ZUT) i metal šava (MŠ). Dobijene vrednosti date su u Tabeli 6.3 za novu cev i Tabeli 6.4 za cev iz eksploatacije.

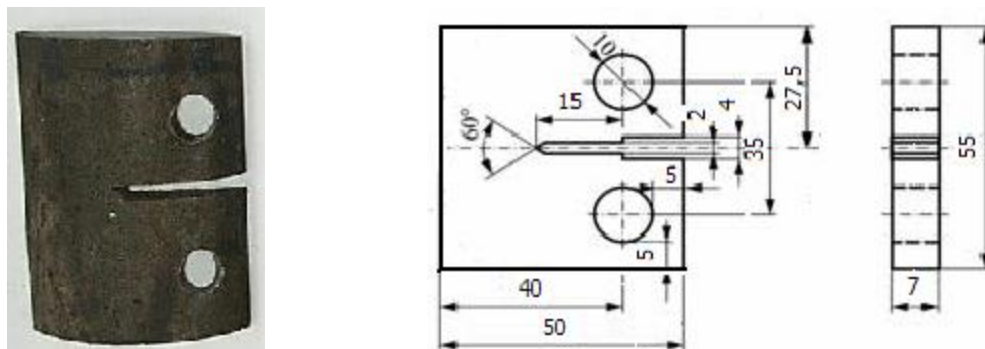
$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{J_{Ic} \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (6.1)$$

Kritične vrednosti dužine prsline a_c u OM-u, ZUT-u i MŠ-u izračunate su pomoću izraza:

$$K_{Ic} = 1,12 \cdot \sigma_c \sqrt{\pi \cdot a_c} \quad (6.2)$$

gde je σ_c napon loma (kolapsa), odakle sledi za a_c :

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{1,12 \sigma_c} \right)^2 \quad (6.3)$$



Slika 6.5 Modifikovana CT epruveta za ispitivanje parametara mehanike loma [12]

Tabela 6.3. Vrednosti za K_{Ic} i a_c – nova cev [12]

Oznaka epruvete	Temperatura [°C]	J_{Ic} [kJ/m]	K_{Ic} [MPa \sqrt{m}]	a_c [mm]
OM-NV-E	20	63,1	121,36	25,5
ZUT-NW-E		68,4	126,36	27,5
MŠ-NW-E		64,1	122,32	25,9

Tabela 6.4. Vrednosti K_{Ic} i a_c – cev iz eksploatacije [12]

Oznaka epruvete	Temperatura [°C]	J_{Ic} [kJ/m]	K_{Ic} [MPa \sqrt{m}]	a_c [mm]
OM-NV-E	20	35.8	91.4	14.4
ZUT-NW-E		48.5	106.4	19.6
MŠ-NW-E		45.7	103.3	18.5

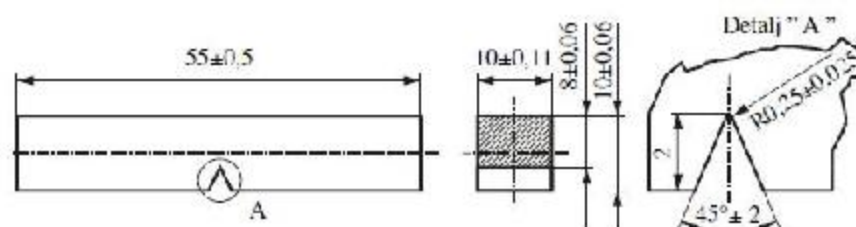
Na osnovu dobijenih vrednosti K_{Ic} i a_c za osnovni materijal, zonu uticaja toplote i zavareni spoj, najmanju otpornost prema nastanku i rastu prsline ima osnovni materijal (OM).

6.1.4. Eksperimentalno određivanje parametara rasta zamorne prsline

Rast prsline pri promenljivom opterećenju mašinskih delova i konstrukcija ima najbitniji uticaj na njihov vek. Zato je, radi procene broja ciklusa opterećenja do pojave loma i sprovođenja kompleksnih mera kontrole u izradi i praćenja u radu, od praktičnog značaja utvrđivanje zavisnosti između prisutnog naponskog stanja na vrhu prsline, koje se pri promenljivom opterećenju određuje opsegom faktora intenziteta napona ΔK , i brzine rasta prsline da/dN . U kom će trenutku prslina dostići kritičnu veličinu zavisi u prvom redu od spoljašnjeg opterećenja i brzine rasta prsline.

Iz mesta koncentracije napona u uslovima promenljivog opterećenja posle određenog broja ciklusa doći će do nastanka i rasta prsline ukoliko je prekoračen prag zamora ΔK_{th} . Konstrukcija sa prslinom neće biti ugrožena dok prslina ne dostigne kritičnu vrednost, tako da se može dopustiti eksploatacija ovakve konstrukcije. Bitan podatak pri donošenju odluke o eksploataciji je poznavanje brzine rasta prsline i njene zavisnosti od radnog opterećenja. Standard ASTM E647 [127], propisuje merenje brzine rasta zamorne prsline da/dN i proračun opsega faktora intenziteta napona, ΔK . Prema ovom standardu, postoje dva ograničenja: brzina mora da je veća od 10^{-8} m/ciklusu kako bi se izbegao prag zamora i opterećenje treba da bude sa konstantnom amplitudom.

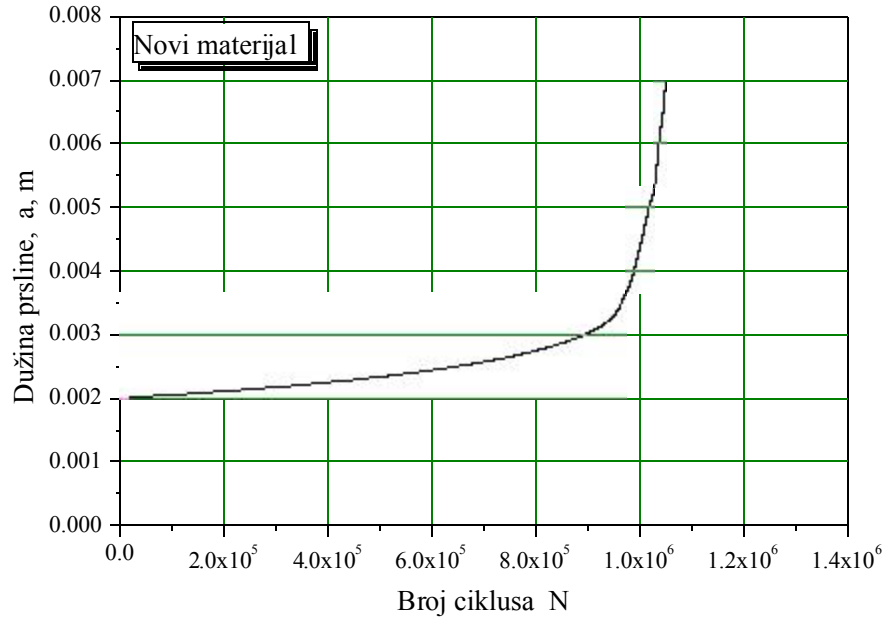
Ispitivanje je izvedeno na sobnoj temperaturi u cilju određivanja da/dN i ΔK_{th} . Ispitivane su standardne Charpy epruvete (Slika 6.6) izrađene od osnovnog materijala metodom savijanja u tri tačke. Epruvete su opremljene folijom RUMUL RMF A-5 merne dužine 5 mm za kontinualno praćenje dužine prsline. Ispitivanja su izvedena na sobnoj temperaturi, pri količniku napona $R=-1$ Korišćen je visoko-frekventni rezonantni pulzator RUMUL-CRACKTRONIC. Uređaj za registrovanje priraštaja prsline FRACTOMAT prati rast prsline pomoću merne folije. Kako prslina raste, merna folija puca prateći vrh prsline i stvara promenu otpora folije koja varira linearno sa promenom dužine prsline.



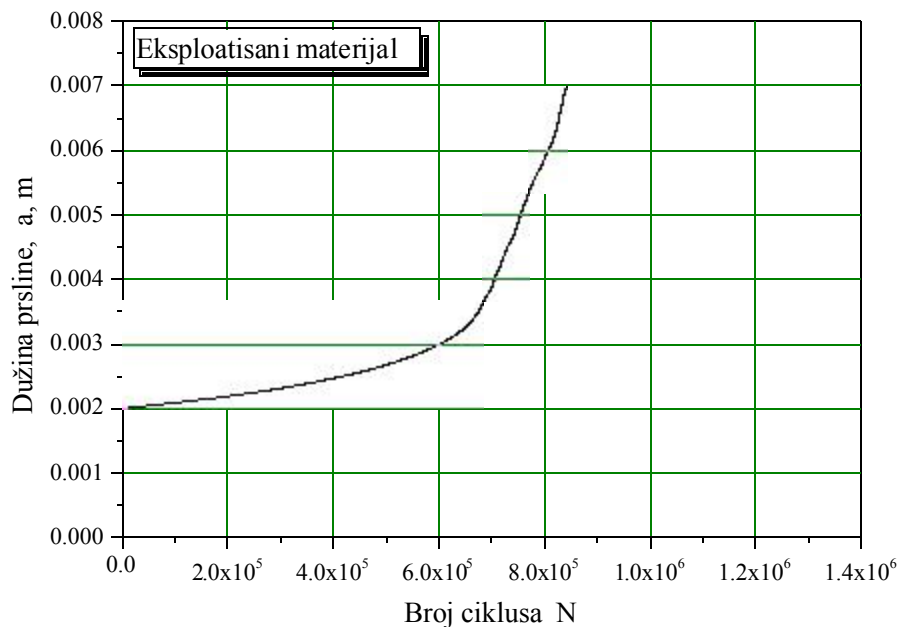
Slika 6.6 Oblik i dimenzije standarden epruvete za ispitivanje udarne žilavosti po Šarpiju

Ispitivanja su urađena na epruvetama sa vrhom prsline u osnovnom materijalu (OM), zato što su rezultati eksperimentalnih ispitivanja na modifikovanim CT epruvetama pokazali da je najmanja kritična dužina prsline u ovoj zoni.

Na osnovu ispitivanja epruveta izvađenih iz osnovnog materijala (OM) na sobnoj temperaturi dobijene su zavisnosti dužina prsline a i broja ciklusa opterećenja N , za novi materijal i materijal iz eksploatacije. Dobijena zavisnost prikazana je na dijagramima, Slika 6.7 i Slika 6.8.



Slika 6.7. Dijagram $a - N$, za novu cev [12]



Slika 6.8. Dijagram $a - N$, za cev iz eksploatacije [12]

U zavisnosti od promenljivog opterećenja, iskazanog kroz promenu opsega faktora intenziteta napona ΔK , izračunate su brzine rasta zamorne prsline da/dN i nacrtane krive $\log da/dN - \log \Delta K$.

Dobijene vrednosti parametara Parisove jednačine (6.4) za novi i materijal iz eksploatacije prikazane su u Tabeli 6.5. Dobijene vrednosti brzine rasta zamorne prsline iznose: $5.17 \cdot 10^{-9}$ m/ciklusu, za epruvete izrađene od nove cevi i $3.75 \cdot 10^{-8}$ m/ciklusu, za epruvete izrađene od cevi iz eksploatacije. Brzina rasta zamorne prsline da/dN se povećava sa vremenom i uslovima eksploatacije, odnosno dolazi do smanjenja otpornosti na propagaciju prsline, što ne važi za vrednosti praga zamora ΔK_{th} .

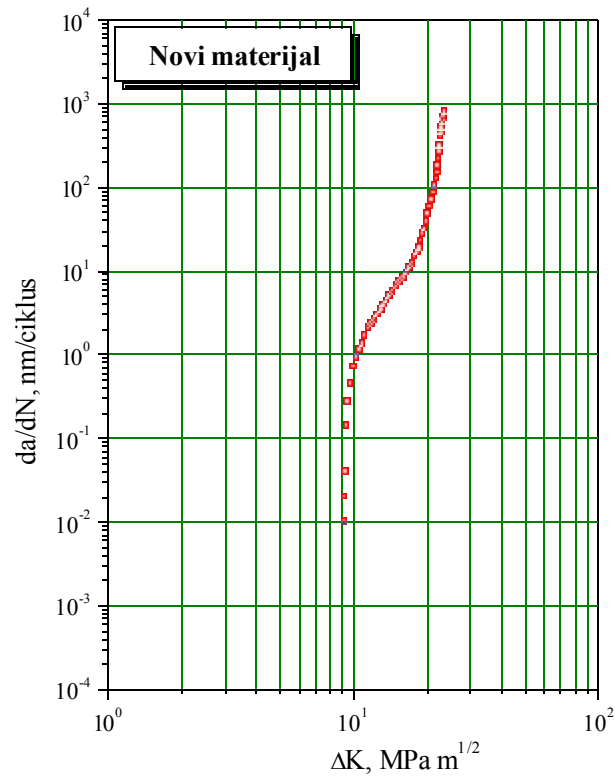
$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (6.4)$$

Tabela 6.5. Parametri rasta zamorne prsline [12]

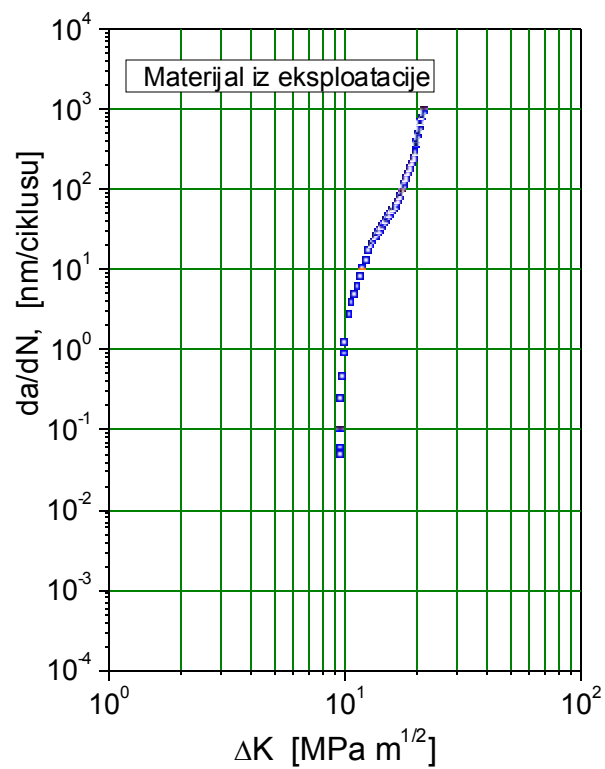
Oznaka epruvete	Prag zamora ΔK_{th} [MPa·m ^{1/2}]	Koeficijent C $\frac{m \cdot MPa \sqrt{m}}{\text{ciklusu}}$	Eksponent m	da/dN pri $\Delta K=15$ [MPa·m ^{1/2}]
Novi materijal	9,5	$1,23 \cdot 10^{-13}$	3,931	$5,17 \cdot 10^{-9}$
Eksploatisani materijal	9,2	$2,11 \cdot 10^{-15}$	6,166	$3,75 \cdot 10^{-8}$

Dijagrami promene brzine rasta zamorne prsline da/dN u zavisnosti od opsega faktora intenziteta napona ΔK , za epruvete od novog i materijala iz eksploatacije, prikazani su na Slikama 6.9 i 6.10.

Dobijene vrednosti parametara Parisove jednačine za novi materijal su: koeficijent $C_p = 1,23 \cdot 10^{-13} \left[\frac{m \cdot MPa \sqrt{m}}{\text{ciklusu}} \right]$, eksponent $m_p = 3,931$, prag zamora $\Delta K_{th} = 9,5 \text{ [MPa}\sqrt{m}]$, i brzine rasta zamorne prsline, $da/dN = 5,17 \cdot 10^{-9} \text{ [m/ciklusu]}$. Za materijal iz eksploatacije vrednosti su: koeficijent $C_p = 2,11 \cdot 10^{-15} \left[\frac{m \cdot MPa \sqrt{m}}{\text{ciklusu}} \right]$, eksponent $m_p = 6,166$, prag zamora $\Delta K_{th} = 9,2 \text{ [MPa}\sqrt{m}]$. Analiza je urađena za vrednost opsega faktora intenziteta napona $\Delta K = 15 \text{ [MPa}\sqrt{m}]$, odnosno vrednost na dijagramima zavisnosti $da/dN - \Delta K$ koja se nalaze u delu stabilnog rasta prsline gde važi Parisov zakon.



Slika 6.9. Dijagram zavisnosti da/dN - ΔK , novi materijal [12]



Slika 6.10. Kriva da/dN - ΔK , materijal iz eksploatacije [12]

6.2. Procena zamornog veka cevi sa aksijalnom površinskom prslinom pomoću Parisove jednačine

Uticao oštećenja tipa površinske prsline na integritet cevi i procena preostalog veka proračunat je za zaštitnu zavarenu cev sa aksijalnom površinskom prslinom sa spoljašnje strane u osnovnom materijalu, dubine $a=3,5$ mm i dužine $2c=200$ mm, Slika 6.11. Posmatran je osnovni materijal, jer je pokazano (tačka 6.1.3) da ona ima najmanju otpornost prema nastanku i rastu zamorne prsline.

Osnovne tehničke karakteristike naftne bušotine iz koje je povučena cev su:

- slojni pritisak: $p_{min} = 7,89$ MPa, $p_{max} = 10,012$ MPa
- slojna temperatura: $T = 65$ °C
- broj hodova glatke šipke dubinske pumpe: $n_{GS} = 9,6$ min⁻¹

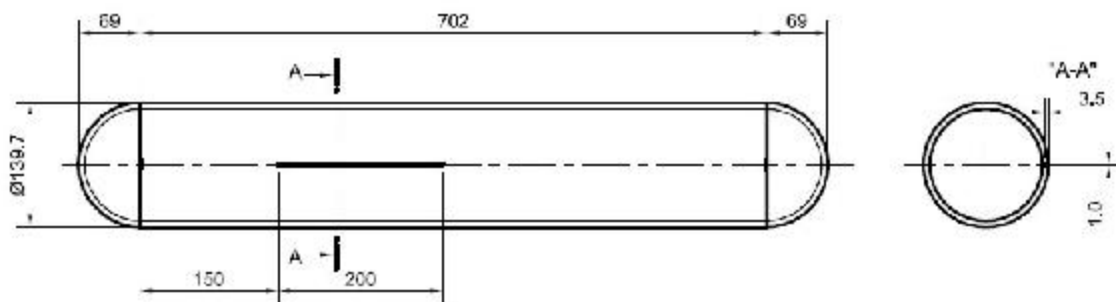
Dimenzije cevi su $\varnothing 139,7$ mm i debljina zida $t = 6,98$ mm. Radni naponi i raspon napona u obimnom pravcu zaštitnih cevi izračunati za maksimalni i minimalni pritisak u bušotini iznose:

$$\sigma_{max} = \frac{2p_{max} R}{t} = \frac{2 \cdot 10,012 \cdot 66,36}{6,98} = 190,37 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{min} = \frac{2p_{min} R}{t} = \frac{2 \cdot 7,89 \cdot 66,36}{6,98} = 150,02 \text{ MPa} \quad (6.5)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} = 40 \text{ MPa}$$

gde je: R srednji poluprečnik cevi, t debljina zida cevi, p pritisak u bušotini.



Slika 6.11. Posuda sa aksijalnom površinskom prslinom sa spoljašnje strane

Uticao oštećenja tipa površinske prsline na vek cevi ispitan je proračunom. Analiziran je uticaj dubine aksijalne površinske prsline i opsega primenjenog napona na

preostali vek. Proračunat je preostali radni vek cevi gde su uzeti početni podaci za dimenziju dubine aksijalne površinske prsline $a_0 = 2$ mm i za opseg radnog napona $\Delta\sigma = 40$ MPa. Radni naponi i raspon napona u obimnom pravcu zaštitnih cevi izračunati za maksimalni i minimalni pritisak dati su izrazima (6.5).

Parisova jednačina za metale i legure uspostavlja odnos između rasta zamorne prsline da/dN i opsega faktora intenziteta napona ΔK , koristeći koeficijent C_p i eksponent m_p :

$$\frac{da}{dN} = C_p (\Delta K)^{m_p} = C_p (1,12 \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a})^{m_p} \quad (6.6)$$

Integracijom Parisove jednačine od počete dužine prsline a_0 do kritične dužine prsline a_{cr} , dobija se ukupan broj ciklusa opterećenja N od iniciranja zamorne prsline do njenog kritičnog razvoja:

$$N = \frac{2}{(m_p - 2) \cdot C_p \cdot (1,12 \cdot \Delta\sigma)^{m_p} \cdot \pi^{\frac{m_p}{2}}} \left(\frac{1}{a_0^{\frac{m_p-2}{2}}} - \frac{1}{a_{cr}^{\frac{m_p-2}{2}}} \right) \quad (6.7)$$

gde je $a_0 = 2$ mm ($a/t = 0,285$) inicijalna dužina prsline, a a_{cr} je kritična dužina prsline. Za prsline koje nisu prolazne može se odrediti ukupan broj ciklusa opterećenja N , od iniciranja zamorne prsline do njenog kritičnog razvoja u dubinu elementa konstrukcije, u ovom slučaju cevi debljine zida $t=6,98$ mm. Neka je sada dubina prsline označena sa a , a njena dužina sa c .

Neka je inicijalna dubina prsline $a_0 = 2$ mm (tada je $a/t = 0,285$), a a_{cr} je kritična dubina prsline. Pri tome kritična dužina prsline, ukoliko nije izmerena, može se izračunati iz izraza:

$$c_{cr} = \frac{1}{\pi} \left[\frac{K_{IC}}{\Delta\sigma \cdot f\left(\frac{a}{W}\right)} \right]^2 = \frac{1}{\pi} \left[\frac{91,4}{1,12 \cdot 380} \right] = 14,4 \text{ mm} \quad (6.8)$$

gde je K_{IC} žilavost loma, a σ_c napon tečenja.

Zavisnost faktora intenziteta napona od ugla φ data je za različite oblike ($2c/a = 10$ i $2c/a = 3$) i dubine prsline $a/t = 0,2 - 0,8$ prema [129]. Za $2c/a = 3$ i $c_{cr} = 14,4$ mm (zamenom $2c = c_{cr}$) sledi da je kritična dubina prsline $a_{cr} = 4,8$ mm.

Žilavost loma za osnovn materijal je $K_{Ic} = 91,4 \text{ MPa} \sqrt{m}$, iz Tabele 6.5

Primenom jednačine (6.7) dobija se:

$$N = \frac{2}{(3,931 - 2) \cdot 1,23 \cdot 10^{-13} \cdot 1,12^{3,931} \cdot 40^{3,931} \cdot \pi^{\frac{3,931}{2}}} \left(\frac{1}{0,002^{\frac{3,931-2}{2}}} - \frac{1}{0,0048^{\frac{3,931-2}{2}}} \right) =$$

$$= 66,19 \times 10^6 \text{ ciklusa.}$$

Pri prosečnom godišnjem fondu $T_y = 8760$ sati, broj ciklusa promene napona iznosi

$$N_y = 60 T_y n_{G\dot{s}} = 60 \times 8760 \times 9,6 = 5,046 \times 10^6 \text{ ciklusa/godišnje,}$$

pri čemu je $n_{G\dot{s}} = 9,6 \text{ min}^{-1}$ broj hodova glatke šipke dubinske pumpe. U tom slučaju, preostali zamor (*remaining fatigue life*) može da se iskaže u godinama eksploatacije:

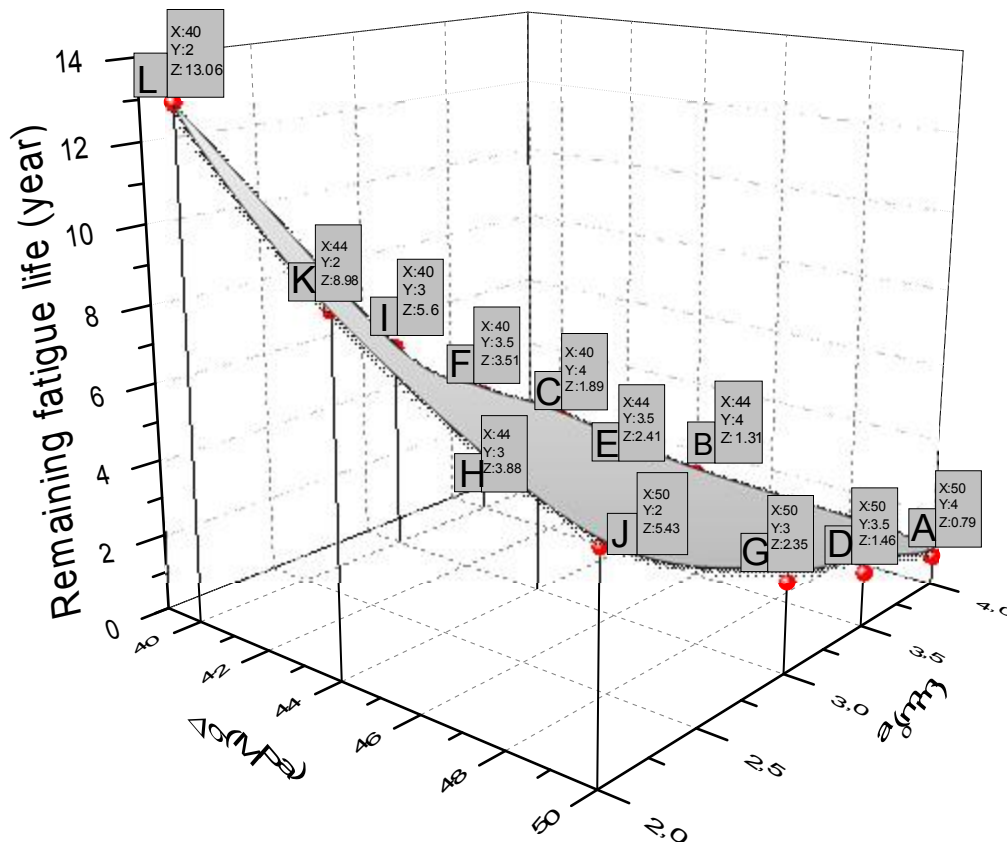
$$n = \frac{N}{N_y} = \frac{66,19 \times 10^6}{5,046 \times 10^6} = 13,06 \text{ godina.}$$

Preostali zamorni vek zatim je proračunat i za dubine prsline: 3 mm, 3,5 mm i 4 mm, i opsege primenjenog napona od 44 MPa i 50 MPa. Dobijeni rezultati prikazani su u Tabeli 6.6 i na grafikonu na Slici 6.14.

Tabela 6.6 Preostali zamorni vek n [godine] za različite dubine inicijalne prsline a_0 i opsege primenjenog napona $\Delta\sigma$

Dubina početne prsline a_0 [mm]	Opseg napona $\Delta\sigma$ [MPa]		
	40	44	50
2	13,06	8,98	5,43
3	5,64	3,88	2,35
3,5	3,51	2,41	1,46
4	1,89	1,31	0,79

Dubina prsline na elementu konstrukcije podvrgnute promenljivoj opterećenju ima značajan uticaj na vek tog elementa. Međutim, analizom grafikona na Slici 6.14, evidentno je da je preostali zamorni vek osetljiviji na promene opsega napona $\Delta\sigma$, nego referentne vrednosti dubine spoljašnjeg oštećenja. Ako se, na primer, pri fiksnoj vrednosti dubine prsline od 2 mm poveća amplituda napreznja sa 40 MPa na 50 MPa (što je za 25%) preostali zamorni vek smanjiće se sa 13,06 godina na 5,43 godine, što je za 58,4%.



Slika 6.14. Zavisnost preostalog zamornog veka od opsega napona $\Delta\sigma$ i referentnih veličina spoljašnjih oštećenja a_0

Slično je i za neku drugu vrednost dubine inicijalne prsline. Tako za dubinu prsline od 3,5 mm, povećanje amplitude napreznja sa 40 MPa na 50 MPa, skraćuje zamorni vek za 58,4 %. Sa druge strane, povećanje dubine prsline sa 2 mm na 3 mm (povećanje od 50%), pri istoj amplitudi napreznja $\Delta\sigma=40$ MPa, skraćuje zamorni vek sa 13,06 godina na 5,64 godinu, a to je za 56%. Ili u slučaju povećanja dubine početne prsline sa 2 mm na 4 mm (povećanje od čak 100%) pri istoj amplitudi napreznja $\Delta\sigma=40$ MPa, skraćuje

zamorni vek za 86,9 %. Očigledan je dominantniji uticaj amplitude napreznja od same dubine oštećenja. Imajući ovo u vidu, može se izvesti zaključak da je za ovakvu vrstu problema, u slučajevima da postoji prslina određene dubine u elementu konstrukcije, značajnije praćenje opsega opterećenja nego praćenje do koje je dubine oštećenje tipa prsline otišlo.

Na osnovu analize grafikona datog na Slici 6.14, vidi se da je preostali zamorni vek osetljiviji na promene opsega napona nego referentne vrednosti spoljašnjeg oštećenja. Ipak, s obzirom da Parisova jednačina korištena u ovoj analizi ne uzima u obzir aksijalnu dužinu prsline, kao ni geometriju cevi, dobijeni rezultati moraju se uzeti sa rezervom, jer ovi parametri imaju značajan uticaj na zamorni vek. Imajući u vidu predviđene uslove eksploatacije (povišeni pritisci i temperatura, kao i hemijski agresivna radna sredina) očekuje se znatno manji preostali zamorni vek zaštitnih zavarenih cevi nego dobijen proračunom, [128, 130].

7. PROŠIRENA METODA KONAČNIH ELEMENATA (PMKE) U PROCENI ZAMORNOG VEKA CEVI SA AKSIJALNOM POVRŠINSKOM PRSLINOM

Upotreba MKE u analizi rasta prsline daje sasvim zadovoljavajuće rezultate u predviđanju zamornog veka kad su u pitanju dvodimenzionalni modeli. Međutim, kod dvodimenzionalnih modela, pored jednostavne geometrije, prisutno naponsko ili deformacijsko stanje je ravansko, što u praksi najčešće nije slučaj, [72]. Realne komponente imaju kompleksniju strukturu, a opterećenja kojima su izložena uglavnom nisu ravanskog tipa. Jedno od rešenja u ovakvim slučajevima je upotreba korekcionih faktora iz priručnika ili tablica za dobijeni zamorni vek upotrebom 2D modela, kako bi se ove vrednosti mogle koristiti i za 3D slučajeve. Ovi korekcionni faktori dobijaju se ili eksperimentalno, ili iskustveno, na osnovu podataka iz eksploatacije realne strukture, što je prilično skupo, jer svaka promena postojeće geometrije ili projektovanje neke nove zahteva nove eksperimentalne podatke i nova ulaganja.

Kao dobro rešenje za rešavanje problema simulacije rasta prsline i određivanja faktora intenziteta napona na 3D modelima pojavila se u skorije vreme proširena metoda konačnih elemenata (PMKE). Ova metoda omogućava simulaciju rasta prsline i određivanje faktora intenziteta napona bez kreiranja nove mreže nakon svakog koraka propagacije, zahvaljujući „poboljšanim“ konačnim elementima (poglavlje 5). To značajno olakšava posao simulacije, jer jednom definisana mreža čvorova ostaje takva do kraja proračuna. Međutim, PMKE još uvek nije dovoljno potvrđena (verifikovana) i implementirana je u samo nekoliko softvera (*Code Aster, ZeBulon, Abaqus*).

Proširena metoda konačnih elemenata je relativno nova metoda, koja nije još uvek dovoljno poznata i priznata, a da bi stekla afirmaciju i počela šire da se primenjuje u praksi, rezultati dobijeni ovom metodom moraju biti potkrepljeni rezultatima iz eksperimenta. Dokazivanje pouzdanosti proširene metode konačnih elemenata za procenu zamornog veka trebalo bi da ukaže na mogućnost da numeričke simulacije vrlo efikasno mogu da zamene obimna, dugotrajna i skupa eksperimentalna ispitivanja, [131].

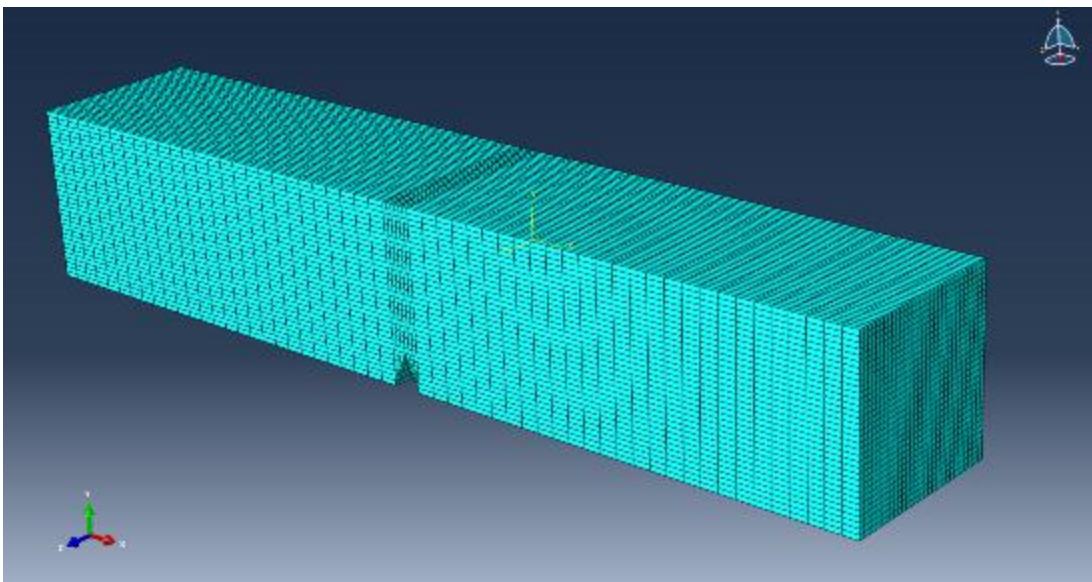
Upravo iz razloga nedovoljne verifikovanosti PMKE, primena ove metode za simulaciju rasta prsline, određivanje faktora intenziteta napona i preostalog zamornog veka geometrije tipa cevi sa inicijalnom aksijalnom prslinom, biće prvo verifikovana na standardnom Šarpi uzorku za koji postoje eksperimentalni podaci za materijal API J55.

Upoređivanje eksperimentalno dobijenih rezultata i rezultata iz 3D simulacije modela epruvete u uslovima zamornog opterećenja, biće osnova za verifikovanje primene proširene metode konačnih elemenata u proceni zamornog veka cevi sa inicijalnom aksijalnom prslinom.

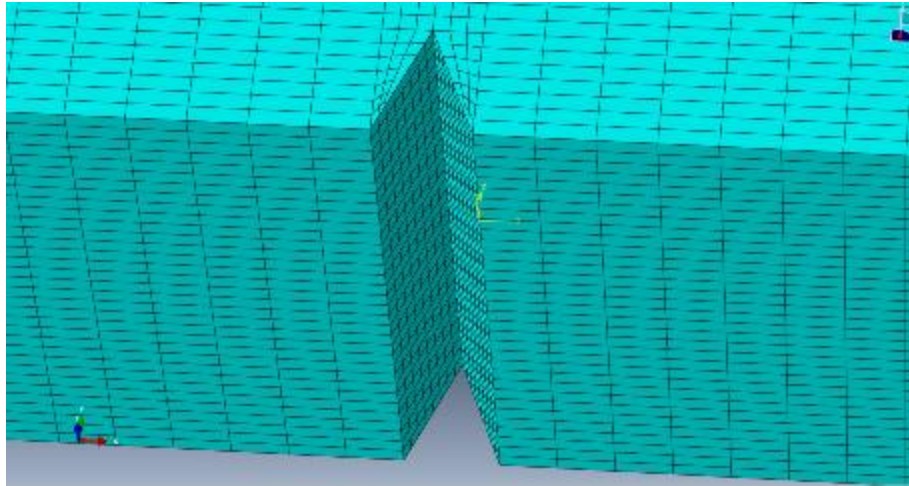
7.1. Proširena metoda konačnih elemenata (PMKE) u 3D simulaciji rasta prsline na standardnoj Šarpi epruveti

Simulacija rasta prsline pomoću PMKE biće urađena prvo na modelu standardne Šarpi epruvete od čelika API J55 (Slika 6.6). Rezultati iz eksperimenta sa Šarpi epruvetom (podlavlje 6) biće upotrebljeni za upoređivanje sa rezultatima dobijenim 3D simulacijom pomoću PMKE integrisanom u softverski paket *Abaqus*. Od istog materijala, API J55, je i cev sa inicijalnom zamornom prslinom čije će se ponašanje u uslovima zamora kasnije takođe analizirati pomoću PMKE. Model Šarpi epruvete definisan je u softveru *Abaqus* [101], kao i karakteristike materijala (čelik, čiji je Jangov modul $2,1 \cdot 10^5$ MPa i Puasonov koeficijent 0,33), napon savijanja vrednosti 7MPa i odgovarajući granični uslovi.

U *Abaqus*-u je definisana mreža konačnih elemenata heksaedarskog tipa (Slika 7.1). Zarez na epruveti, dubine 2mm, tretira se kao početna dužina prsline. Na slici se može videti da je u oblasti u kojoj se očekuje porast prsline generisana znatno gušća mreža, sa većim brojem čvorova, kako bi se povećala tačnost dobijenih vrednosti. Ova tetraedarska mreža sastoji se od 72692 čvora i 67254 elementa. Na Slici 7.2 prikazana je inicijalna prslina (zarez) na standardnoj Šarpi epruveti i mreža oko nje.

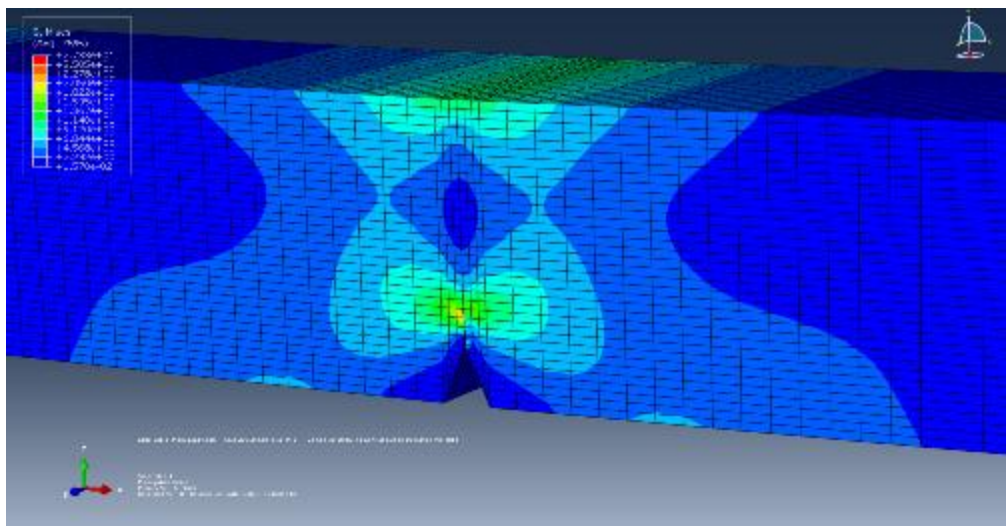


Slika 7.1 Mreža konačnih elemenata modela Šarpi epruvete



Slika 7.2 Inicijalna prslina (zarez) na standardnoj Šarpi epruveti

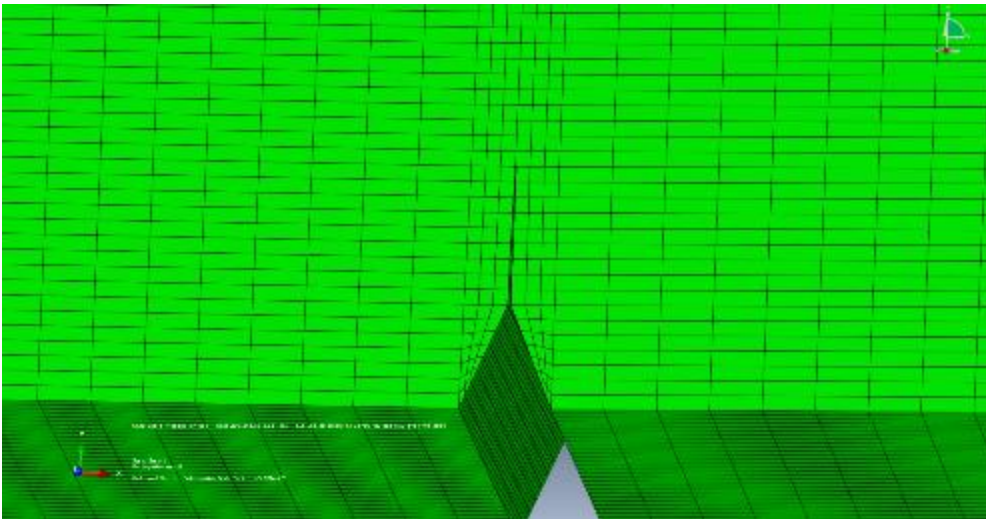
Prvi korak u 3D analizi rasta prsline primenom PMKE je „otvaranje“ prsline. Ovde su izračunati naponi u epruveti i na osnovu njih određeni faktori intenziteta napona na vrhu prsline i ugao skretanja u odnosu na početni očekivani pravac rasta. Za izračunavanje faktora intenziteta napona oblika *I*, *II* i *III* koristi se dodatak (*plug-in*) pod nazivom *Morfeo/Crack for Abaqus*. Ovaj softverski dodatak koristi rešenje iz *Abaqus*-a jer nema sopstveni *solver* za konačne elemente. *Morfeo/Crack for Abaqus*, izračunava sve modove faktora intenziteta napona (FIN) u čvorovima fronta prsline i priprema datoteku vrednosti potrebnih za sledeći korak rasta prsline u *Abaqus*-u. *Abaqus* čuva u posebnim datotekama dobijene vrednosti napona i deformacija za svaki korak proračuna. Na Slici 7.3 prikazani su fon Mizesovi (*von Mises*) naponi koji se javljaju na epruveti u prvom koraku simulacije.



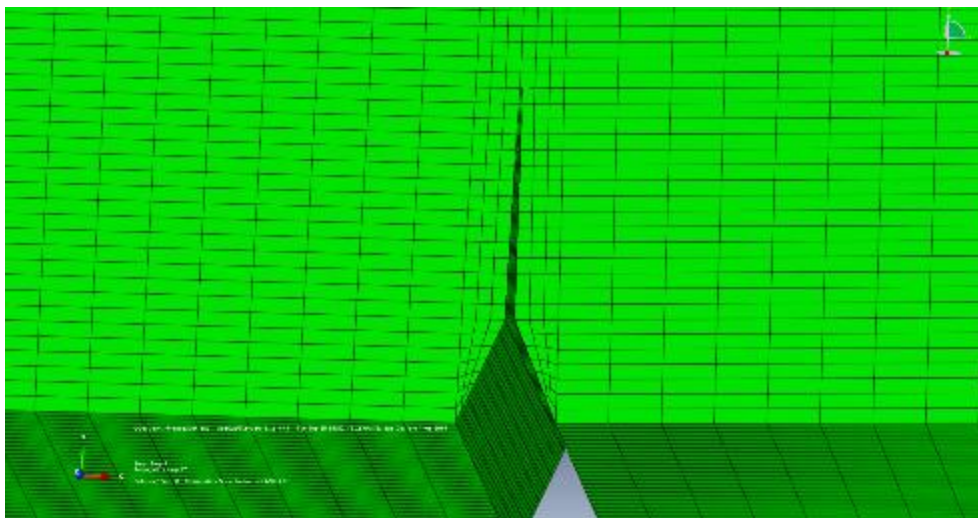
Slika 7.3 Naponsko stanje (fon Mizes) na epruveti u prvom koraku simulacije

Morfeo/Crack for Abacus daje dve opcije rasta prsline: forsirani rast prsline u ravni (*force in-plane propagation*), koji se kontroliše od strane korisnika i slobodni rast prsline, koji softver sam automatski izvodi. Ovde je izabrana opcija slobodnog širenja prsline sa korakom od 0,3 mm i praćen je njen rast u toku 28 koraka.

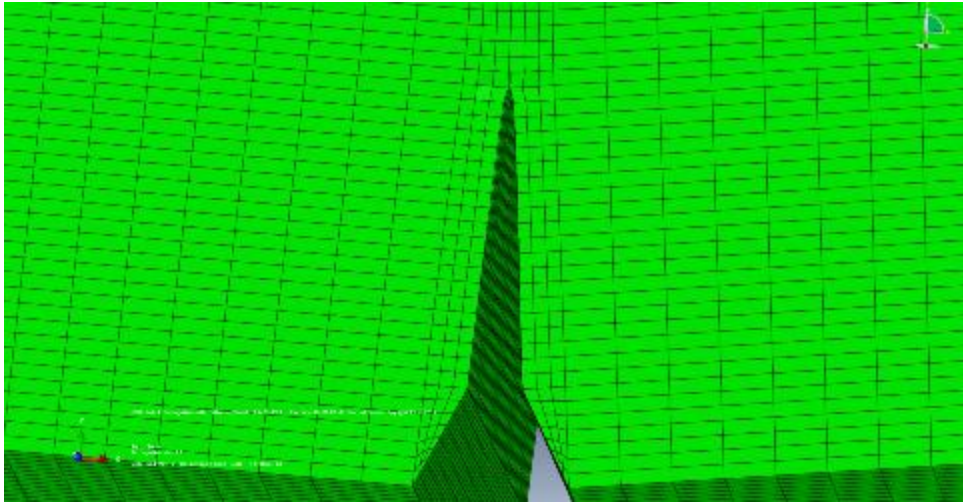
Prsline je rasla kroz nepromenjenu mrežu elemenata u vertikalnoj ravni (y pravac na slici), gotovo tačno između dva reda heksaedara, (Slika 7.4, Slika 7.5 i Slika 7.6), uz neznatno skretanje sa tog pravca u desno (u prvih par koraka, za 0,006 mm, a od desetog koraka pa sve do kraja, do nekih 0,03 mm) i nastavila da raste kroz heksaedre. Naponska stanja oko vrha prsline nakon osmog, četrnaestog i dvadesetisedmog koraka propagacije prikazani su na Slici 7.7, Slici 7.8 i Slici 7.9.



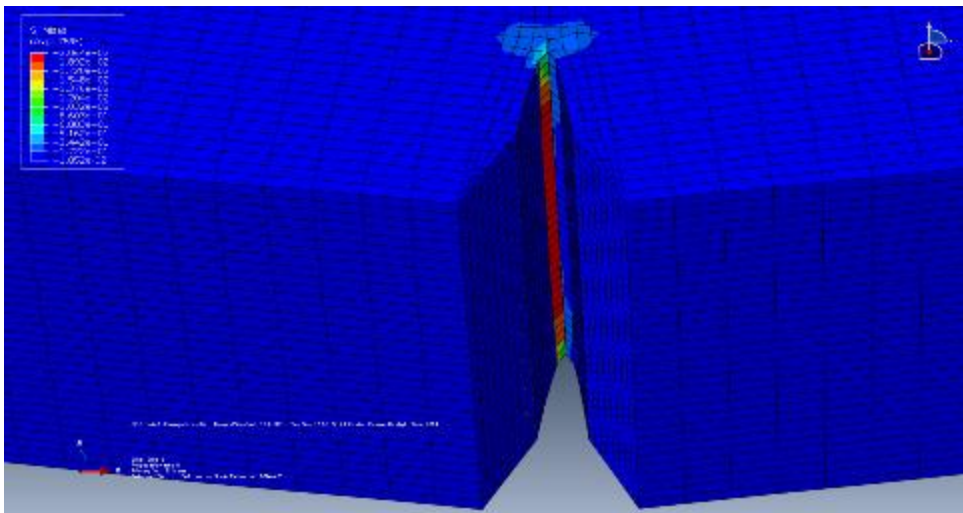
Slika 7.4. Izgled prsline na epruveti nakon osmog koraka rasta



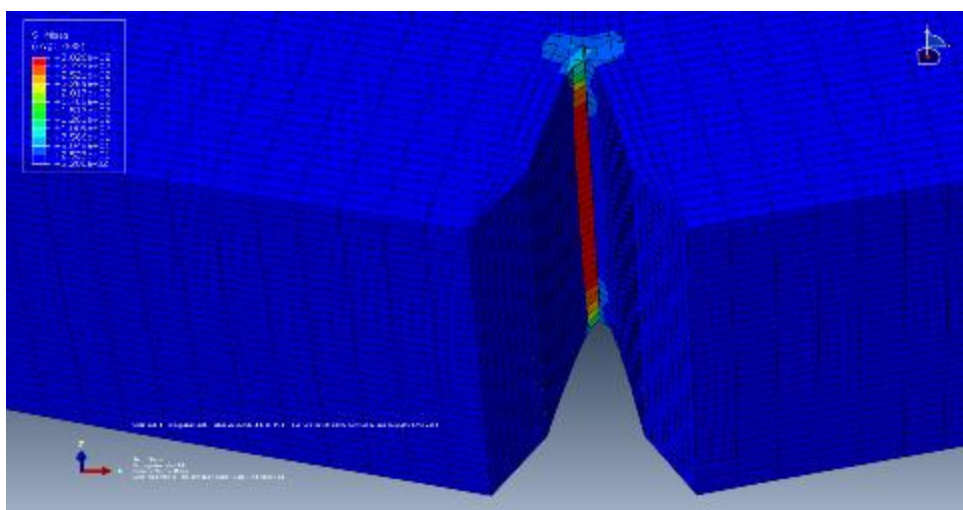
Slika 7.5 Izgled prsline na epruveti nakon sedamnaestog koraka rasta



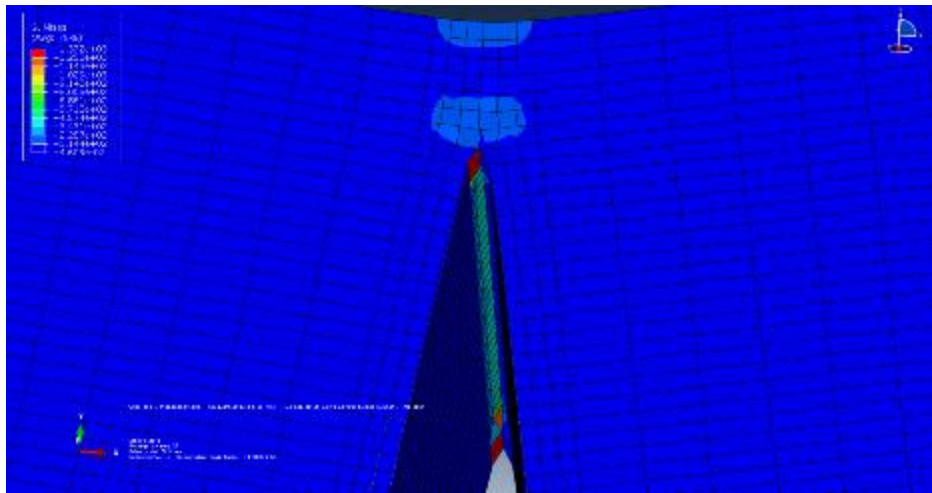
Slika 7.6 Izgled prsline na epruveti nakon dvadesetisedmog koraka rasta



Slika 7.7 Fon Mozesovi naponi na vrhu prsline nakon 8 koraka rasta.

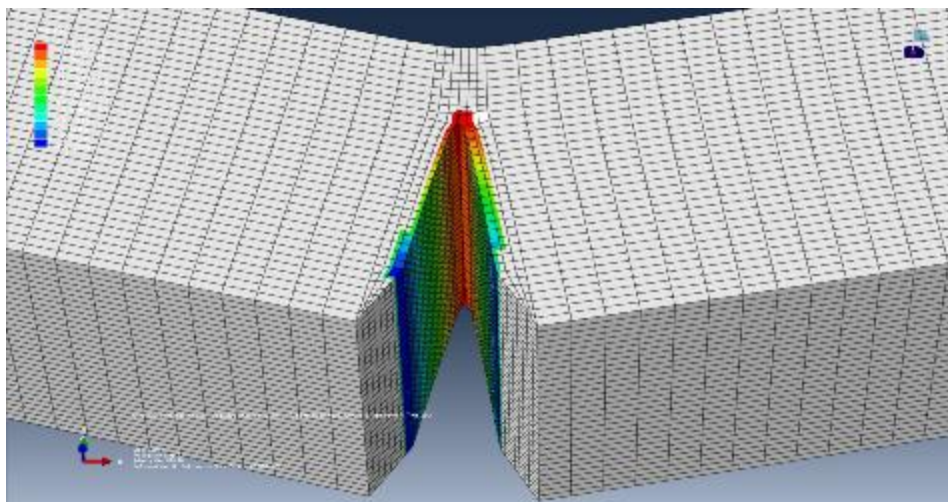


Slika 7.8 Naponsko stanje (fon Mizes) nakon 14 koraka rasta prsline



Slika 7.9 Naponsko stanje (fon Mizes) nakon 27 koraka rasta prsline

Na Slici 7.10 prikazan je, ilustracije radi, raspored napona oko prsline za dvadesetitreći korak popagacije prsline.



Slika 7.10 Raspored napona oko prsline za dvadesetitreći korak popagacije prsline

U nastavku biće razmatrane vrednosti faktora intenziteta napona dobijene 3D analizom pomoću PMKE. Ovde je važno istaći da se vrednosti faktora intenziteta napona dobijene pomoću 3D simulacije računaju u nekoliko tačaka duž fronta prsline, koja se širi prostorno. To je poprilično različito od 2D simulacija, kod kojih se vrednost faktora intenziteta napona računa samo u jednoj tački, vrhu prsline. Ova mogućnost prostornog razvoja prsline i računanja faktora intenziteta napona (FIN) u svim tačkama fronta prsline obezbeđuje vrednosti FIN za sva tri oblika širenja prsline, K_I , K_{II} i K_{III} . Pored ovih vrednosti, softver daje vrednost ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} , koji je rezultanta ova tri pomenuta faktora. Ovde se može postaviti pitanje, koji je od svih

pomenutih vrednosti FIN najmerodavniji za dalje razmatranje. Svakako da se nameće zaključak da je upotreba K_{eqv} najpogodnija, jer je on u sebi sublimirao vrednosti FIN za sva tri oblika. Međutim, ako se pogledaju dobijene vrednosti za K_I , K_{II} i K_{III} (Tabela 7.1), očigledno je da su vrednosti za K_I znatno više, pa samim tim i uticajnije, od vrednosti za K_{II} i K_{III} , tako da ne bi bila ni velika greška razmatrati vrednosti samo za K_I . To je naravno tako u ovom slučaju, jer je očigledno da je ovde prslina nastajala isključivo cepanjem, za koje je „nadležan“ K_I , dok se oblici smicanje u ravni i van nje, za koje su „nadležni“ K_{II} i K_{III} , gotovo i ne javljaju. Vrednosti dobijene u *Abaqus*-u primenom PMKE prikazane su u Tabeli 7.1, gde se vidi da *Morfeo/Crack for Abaqus* tokom svakog koraka propagacije izračunava krivolinijsku koordinatu svake tačke duž fronta prsline, koordinate tačaka u globalnom xyz sistemu, vrednosti za faktore intenziteta napona oblika *I*, *II* i *III*, kao i vrednost ekvivalentnog faktora intenziteta napona. Broj izlaznih vrednosti u svakom koraku propagacije zavisi od broja tačaka na frontu, odnosno gustine mreže konačnih elemenata, i prilično je veliki.

Tabela 7.1. Prikaz nekih vrednosti dobijenih u *Abaqus*-u nakon svakog koraka propagacije prsline

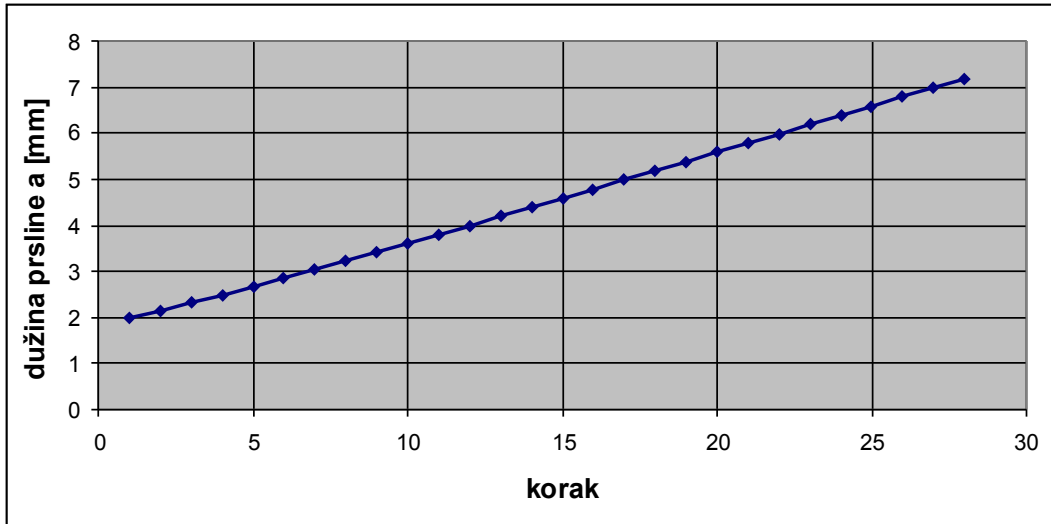
krivolinijska apscisa duž fronta prsline	x (koordinata tačke fronta)	y (koord. tačke fronta)	z (koord. tačke fronta)	K_{ekv}	K_I	K_{II}	K_{III}
0	0.03341	0.78088	0.0351	67.4096	67.3052	-0.0808	0.76003
0.15189	0.03071	0.7912	0.18662	67.4345	67.3338	-0.0981	0.70966
0.29334	0.02819	0.80144	0.32766	67.4567	67.3604	-0.1152	0.65648
0.44551	0.0255	0.81531	0.47918	67.4773	67.3871	-0.1336	0.59358
0.5846	0.02304	0.82805	0.61767	67.4919	67.4085	-0.1497	0.53175
0.71636	0.0207	0.84051	0.74881	67.5013	67.4253	-0.1642	0.47024
0.85511	0.01822	0.85362	0.88692	67.5057	67.4387	-0.1783	0.40314

Broj tačaka fronta prsline, podjednak je u svakom koraku propagacije prsline (od 66 do 68), što znači da se prslina prostirala kroz podjednak broj elemenata mreže. Kako se vidi iz Tabele 7.2, porast prsline po koraku bio je manji nego onaj koji je zadat u početku, 0,3 mm. Taj zadati korak od 0,3 mm je maksimalna vrednost koju bi porast prsline po koraku trebao da dostigne, ali *Morfeo/Crack for Abaqus* „izabrao“ je porast koji je po njemu odgovarajući (naravno, u zadatim granicama).

Tabela 7.2. Vrednosti za ekvivalentni faktor intenziteta napona, K_{ekv} i faktor intenziteta napona oblika opterećenja I, K_I za propagaciju prsline u 28 koraka

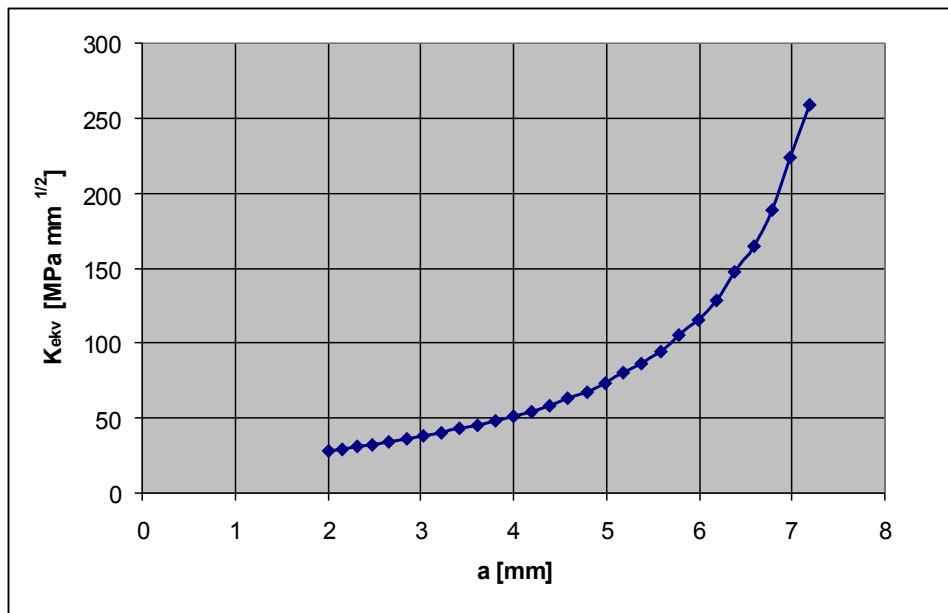
korak	Dužina prsline a [mm]	Broj tačaka fronta prsline	Ekvivalentni FIN, K_{ekv} [MPa \sqrt{mm}]			FIN moda I, K_I [MPa \sqrt{mm}]		
			max	min	Srednja vrednost	max	min	Srednja vrednost
1	2	66	28.0933	26.3349	27.60046	28.0999	26.3488	27.60795
2	2.155	68	29.622	27.9383	29.08235	29.6379	27.9303	29.08584
3	2.315	66	31.1018	29.5332	30.68409	30.9711	29.5076	30.60972
4	2.479	68	32.3888	31.4986	32.14672	32.4476	31.4603	32.1652
5	2.658	68	34.3203	33.8014	34.03595	34.3492	33.8197	34.04157
6	2.848	66	36.4714	35.8266	36.25288	36.425	35.8257	36.22021
7	3.034	68	37.7957	37.3897	37.6594	37.846	37.3914	37.68904
8	3.227	68	40.1995	39.7751	40.00304	40.2244	39.7717	39.99278
9	3.421	66	43.0343	42.6685	42.87502	42.9754	42.6236	42.82151
10	3.611	68	44.9149	44.5703	44.8051	44.9382	44.5832	44.83156
11	3.808	68	47.9569	47.572	47.7665	47.9998	47.4984	47.75301
12	3.996	66	51.6597	51.2891	51.52489	51.6232	51.1947	51.46525
13	4.197	68	54.3792	54.1382	54.26672	54.4012	54.1578	54.30418
14	4.394	68	58.3509	58.0395	58.18973	58.4343	57.9133	58.17982
15	4.585	66	63.4721	63.1964	63.32829	63.4361	63.0737	63.25105
16	4.787	68	67.5058	67.0816	67.27562	67.4519	67.1949	67.33336
17	4.989	68	73.1073	72.5755	72.80161	73.0249	72.5907	72.80897
18	5.181	66	80.4388	79.9463	80.21043	80.3042	79.8409	80.10434
19	5.384	68	86.3236	85.7624	86.04558	86.2694	85.914	86.11601
20	5.588	68	95.1008	93.9812	94.39053	94.7788	94.0989	94.40396
21	5.78	66	106.233	105.287	105.7143	106.006	105.167	105.5827
22	5.984	68	116.029	114.749	115.3681	115.783	115.079	115.4853
23	6.187	66	130.002	128.015	128.6781	129.665	128.219	128.726
24	6.379	66	148.738	146.775	147.7052	148.406	146.73	147.5672
25	6.584	68	165.457	163.29	164.1606	165.096	164.017	164.3781
26	6.788	68	190.811	187.023	188.1383	190.236	187.304	188.2178
27	6.98	66	226.315	223.023	224.0823	225.715	222.788	223.7425
28	7.183	68	261.416	257.561	258.9905	261.119	257.682	258.9038

Na Slici 7.11 prikazan je ovaj porast prsline po koraku, gde se vidi da je zavisnost gotovo linearna.



Slika 7.11 Porast dužine prsline a po koraku izabran od strane Morfeo/Crack for Abaqus

U Tabeli 7.2 date su minimalne i maksimalne vrednosti faktora intenziteta napona K_I i K_{ekv} u toku 28 koraka propagacije prsline. Vrednosti za K_{II} i K_{III} su zanemarljivo male u odnosu na vrednost K_I (jer prsline nastaje cepanjem), tako da nisu posebno razmatrane, ali je njihov uticaj svakako uzet u obzir preko vrednosti ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} . Na Slici 7.12 prikazana je dobijena zavisnost ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} i dužine prsline a .



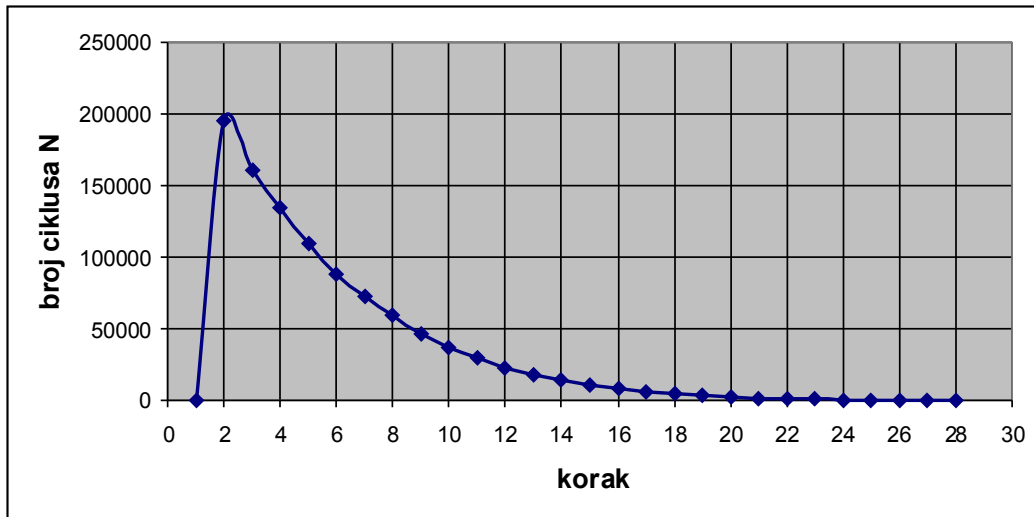
Slika 7.12 Grafik promene srednje vrednosti K_{ekv} u funkciji dužine prsline a , dobijen 3D simulacijom (PMKE)

U Tabeli 7.3, rezultati dobijeni 3D simulacijom prikazuju zavisnost tekuće dužine prsline a_k i potrebnog broja ciklusa N_k za njen rast u tom koraku, kao i ukupan broj ciklusa N potrebnih da prslina dostigne dužinu u k -tom koraku.

Tabela 7.3 Podaci za dužine prsline a i potreban broj ciklusa N dobijeni 3D simulacijom

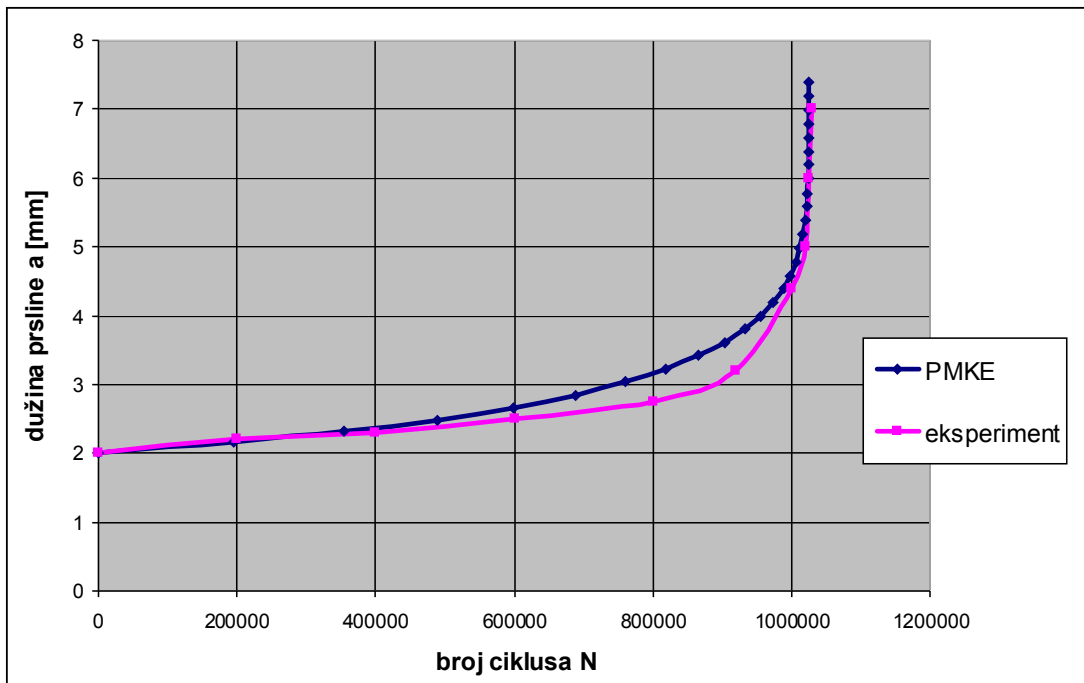
Korak propagacije prsline, k ($k=1,2,\dots,28$)	Broj ciklusa potreban za rast prsline u tekućem (k -tom) koraku N_k	Ukupan broj ciklusa N do k -tog koraka ($\sum N_k=N$)	Dužina prsline a [mm]
1.00	0.00	0.00	2
2.00	194821.00	194821.00	2.155
3.00	160616.00	355437.00	2.315
4.00	134517.00	489954.00	2.479
5.00	109962.00	599916.00	2.658
6.00	87650.90	687566.90	2.848
7.00	72181.90	759748.80	3.034
8.00	59649.60	819398.40	3.227
9.00	46518.40	865916.80	3.421
10.00	37247.60	903164.40	3.611
11.00	30108.40	933272.80	3.808
12.00	22964.80	956237.60	3.996
13.00	17868.20	974105.80	4.197
14.00	14069.70	988175.50	4.394
15.00	10434.20	998609.70	4.585
16.00	7825.00	1006434.70	4.787
17.00	5962.69	1012397.39	4.989
18.00	4254.22	1016651.61	5.181
19.00	3043.31	1019694.92	5.384
20.00	2212.73	1021907.65	5.588
21.00	1486.02	1023393.67	5.78
22.00	993.76	1024387.43	5.984
23.00	675.37	1025062.80	6.187
24.00	418.85	1025481.65	6.379
25.00	257.17	1025738.81	6.584
26.00	160.51	1025899.32	6.788
27.00	88.30	1025987.61	6.98
28.00	46.67	1026034.29	7.183

Rezultati iz Tabele 7.3 prikazani na grafiku na Slici 7.13 pokazuju broj ciklusa opterećenja u funkciji koraka, gde se vidi da je već negde od dvadesetog koraka potreban izuzetno mali broj ciklusa po koraku za porast prsline. Kako se vidi na dijagramu na Slici 7.14, kada prslina dostigne dužinu od nekih 5,5 mm (u dvadesetom koraku), njen dalji rast je izuzetno brz.



Slika 7.13 Potreban broj ciklusa za propagaciju prsline po koraku (3D simulacija)

Dijagram na Slici 7.14. pokazuje uporedo rezultate iz eksperimenta i 3D simulacije (PMKE) za standardnu Šarpi epruvetu.



Slika 7.14. Uporedni prikaz rezultata iz eksperimenta i 3D simulacije (PMKE) za standardnu Šarpi epruvetu

Poređenjem rezultata dobijenih 3D simulacijom i rezultata dobijenih izvođenjem eksperimenta na Šarpi epruveti, može se uočiti veoma dobro poklapanje, naročito od trenutka kad je prslina porasla preko vrednosti od 4mm. Pre ove dužine prsline postoji izvesno odstupanje u vrednostima, što bi se moglo pripisati i činjenici da je simulacija ipak rađena za idalno homogen materijal, a vrednosti iz eksperimenta dobijene su za realan. Za vrednosti dužine prsline iznad 4 mm pa sve do loma, poklapanje eksperimenta i 3D simulacije je odlično, što je od velike važnosti, jer je lom epruvete nastao u isto vreme u eksperimentu i u predviđanju kroz simulaciju. Sa druge strane, ni odstupanje brzine rasta prsline u delu dijagrama se nikako ne može smatrati nedostatkom. Ono upravo i ide u prilog predviđanju veka do loma putem PMKE, odnosno pouzdanosti ove metode, jer se vidi da prslina u realnim uslovima raste sporije nego prema 3D simulaciji. To znači da bi se rezultati predviđanja veka do loma epruvete dobijeni putem PMKE za ovaj materijal, sa sigurnošću mogli uzeti kao relevantni i dovoljno pouzdani, jer predstavljaju strožije uslove nego što su realni. Kako je već rečeno, proširena metoda konačnih elemenata je relativno nova metoda, a da bi stekla afirmaciju i počela šire da se primenjuje u praksi, rezultati dobijeni ovom metodom moraju biti potkrepjeni rezultatima iz prakse.

Cilj ovog poređenja eksperimentalnih podata i podataka dobijenih 3D simulacijom, bio je upravo verifikacija ove nove metode, kako bi se sa izvesnom sigurnošću mogla prihvatiti predviđanja koja će *Abaqus* dati za komplikovanije trodimenzionalne geometrije. Inače, što se tiče same upotrebe proširene metode konačnih elemenata na jednostavnim geometrijama kao što je slučaj ove epruvete, u cilju dobijanja relevantnih parametara zamora, to i nema nekog preteranog smisla, jer se upotrebom softvera NASGRO ove vrednosti mogu dobiti za znatno kraće vreme nego primenom PMKE, gde treba modelirati epruvetu, generisati mrežu, pa definisati opterećenje, granične uslove i na kraju sam proračun, a sve to traje satima.

7.2 Proširena metoda konačnih elemenata (PMKE) u proceni zamornog veka cevi sa aksijalnom površinskom prslinom

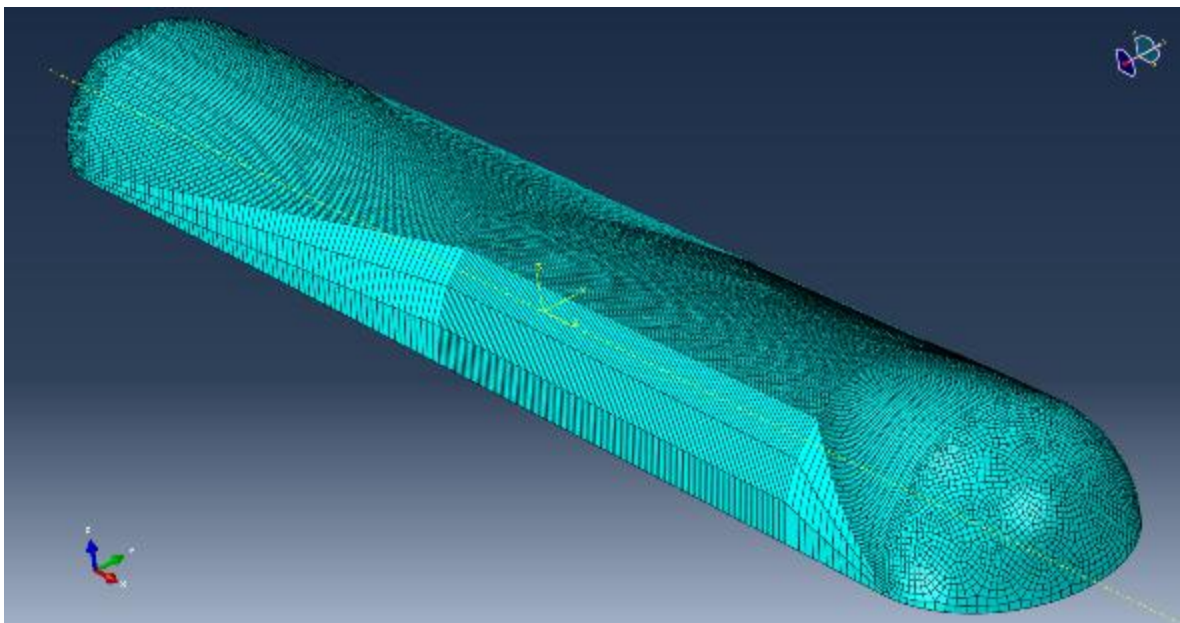
U prethodnoj tački (7.1) urađena je 3D simulacija zamornog loma pomoću proširene metode konačnih elemenata (PMKE) na standardnoj Šarpi epruveti od materijala API J55. Od istog materijala je i cev čija otpornost prema zamornom lomu će biti ispitana 3D simulacijom rasta aksijalne površinske prsline u ovoj tački. Poređenjem rezultata za

epruvetu iz 3D simulacije sa onim iz eksperimenta, dobijeno je prilično dobro poklapanje vrednosti, tako da je proračunski vek epruvete isti sa vekom dobijenim 3D simulacijom.

Rezultati dobijeni na geometriji tipa cevi sa inicijalnom aksijalnom površinskom prslinom trebalo bi da pokažu da se simulacija rasta proširenom metodom konačnih elemenata (PMKE) može veoma uspešno primeniti na ocenu integriteta ovakvih elemenata konstrukcije koji već sadrže oštećenje. Takođe, ovim numeričkim istraživanjem ukazuje se na to da je primena proširene metode konačnih elemenata za procenu zamornog veka izvanredan primer da numeričke simulacije vrlo efikasno mogu da zamene obimna, dugotrajna i skupa eksperimentalna ispitivanja.

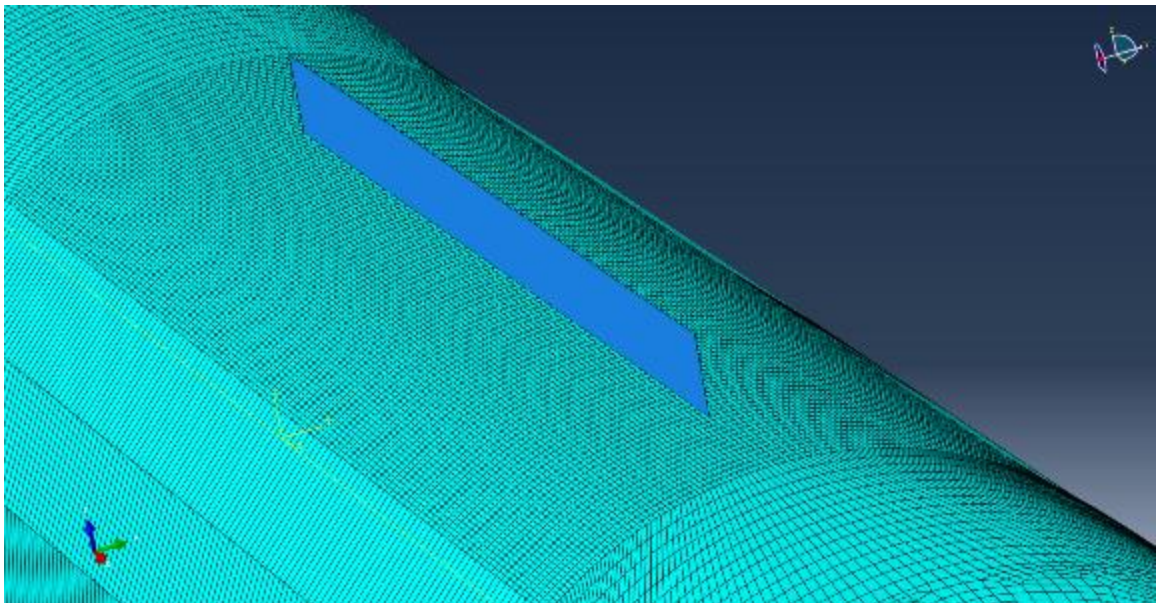
Geometrija korišćena u simulaciji je cev dimenzija kao na Slici 6.11, zatvorena na oba kraja da bi se stvorio efekat posude pod pritiskom. Na spoljašnjoj strani cevi (posude) postavljena je inicijalna prslina u osnovnom materijalu (OM), dužine $2a = 200$ i dubine $c = 3,5$ mm. Debljina zida cevi je $t = 6,98$ mm.

Model cevi sa spoljašnjom aksijalnom prslinom definisan je u softveru *Abaqus* [101], gde su definisane i karakteristike materijala: čelik API J55, čiji je Jangov modul $2,1 \cdot 10^5$ MPa i Puasonov koeficijent 0,33, i odgovarajući granični uslovi (Slika 7.15). Za opterećenje je uzet pritisak od $p = 10$ MPa, što je maksimalna vrednost pritiska u radnim uslovima. Za procenu ukupnog broja ciklusa N upotrebljeni su eksperimentalni podaci za Parisov koeficijent C_p i eksponent m_p za novi i eksploatisani materijal (Tabela 6.5), i količnik napona $R=0,8$.



Slika 7.15 Model cevi sa inicijalnom aksijalnom površinskom prslinom

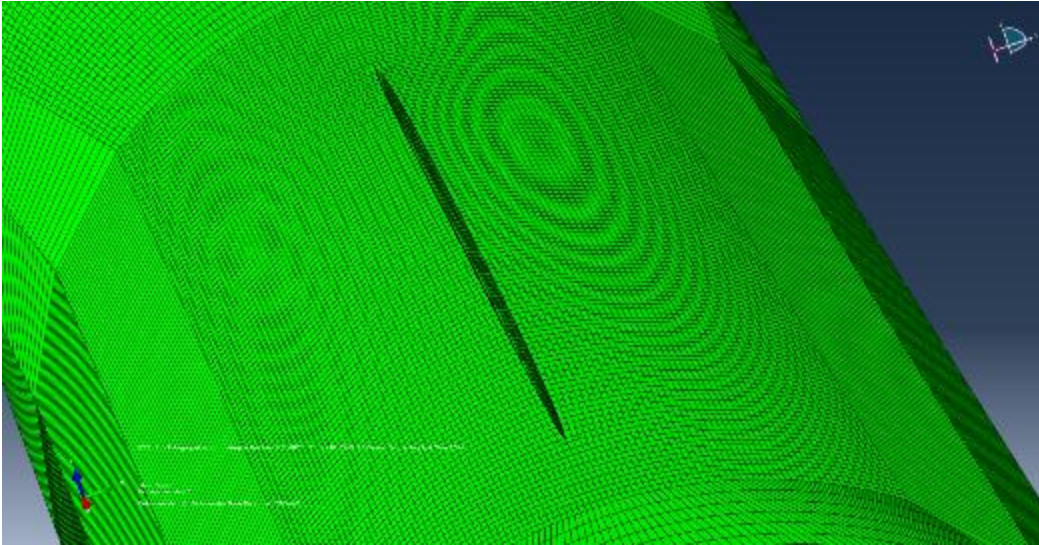
U *Abaqus*-u je definisana mreža konačnih elemenata heksaedarskog tipa (Slika 7.15). Ova mreža sastoji se od 286033 čvora i 257560 elemenata. Inicijalna prslina je u aksijalnom pravcu dužine $2a = 200$ mm i dubine $c = 3,5$ mm. Ovom inicijalnom prslinom oslabljen je zid, tako da se praktično njegova debljina prepolovila, odnosno svedena je na svega 3,48 mm. Na slici se može videti da je u oblasti u kojoj se očekuje porast prsline generisana znatno gušća mreža, sa većim brojem čvorova, kako bi se povećala tačnost dobijenih vrednosti. Na Slici 7.16 prikazana je inicijalna prslina na cevi i mreža u njenoj neposrednoj blizini. Zadati priraštaj dužine prsline po koraku za trodimenzionalnu simulaciju rasta bio je 0,2 mm, u opciji slobodne propagacije prsline. Međutim, prslina je propagirala po koraku koji je *Morfeo/Crack for Abaqus* sam birao, na osnovu izračunatih vrednosti faktora intenziteta napona u tekućem koraku, tako da su priraštaju prsline po koraku veoma različiti. U prvih 6 koraka su 0,69 mm po koraku, dok je od sedmog koraka na dalje priraštaj i po nekoliko milimetara.



Slika 7.16 Mreža konačnih elemenata modela cevi sa inicijalnom aksijalnom površinskom prslinom (ekstraravan je predstavljena na slici) u neposrednoj blizini prsline

Trodimenzionalna simulacija rasta prsline je rađena za ukupno 100 koraka, tako da je konačna dužina prsline bila 209,417 mm. Opcija rasta prsline koja se koristila je slobodni rast prsline. Prvi korak u analizi rasta prsline primenom PMKE je „otvaranje“ prsline (nema njenog rasta) a pri tome se računaju naponi u cevi i na osnovu njih se određuju faktori intenziteta napona na vrhu prsline i ugao skretanja u odnosu na početni

pravac prsline. Na Slici 7.17 prikazana je mreža u prvom koraku, tzv. „otvaranje“ prsline, a na Slici 7.18 fon Mizesovi (von Mises) naponi na vrhu prsline isto za prvi korak. Na Slici 7.19 prikazana je prslina pri drugom koraku rasta i fon Mizesovi naponi oko nje.

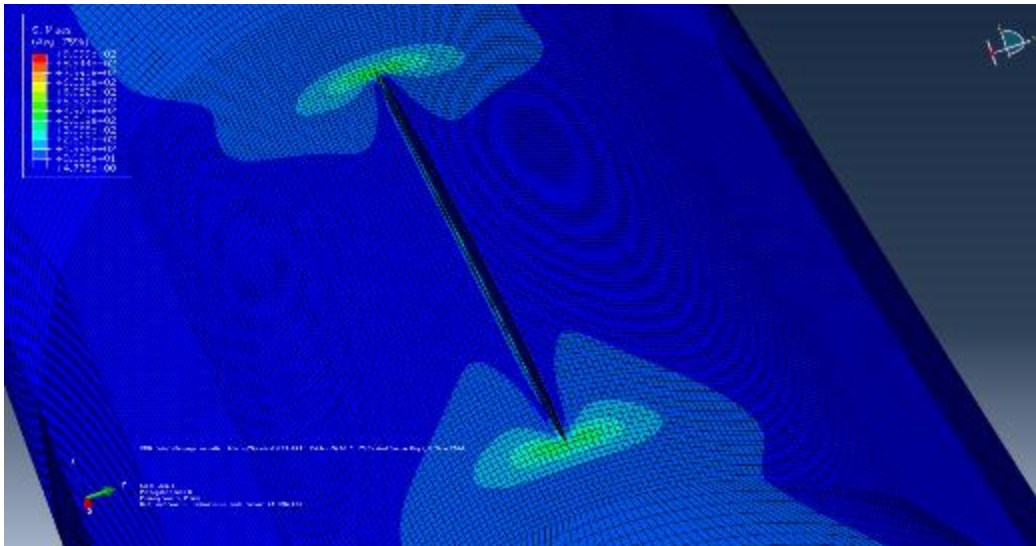


Slika 7.17 Izgled mreže u prvom koraku „otvaranja“ prsline

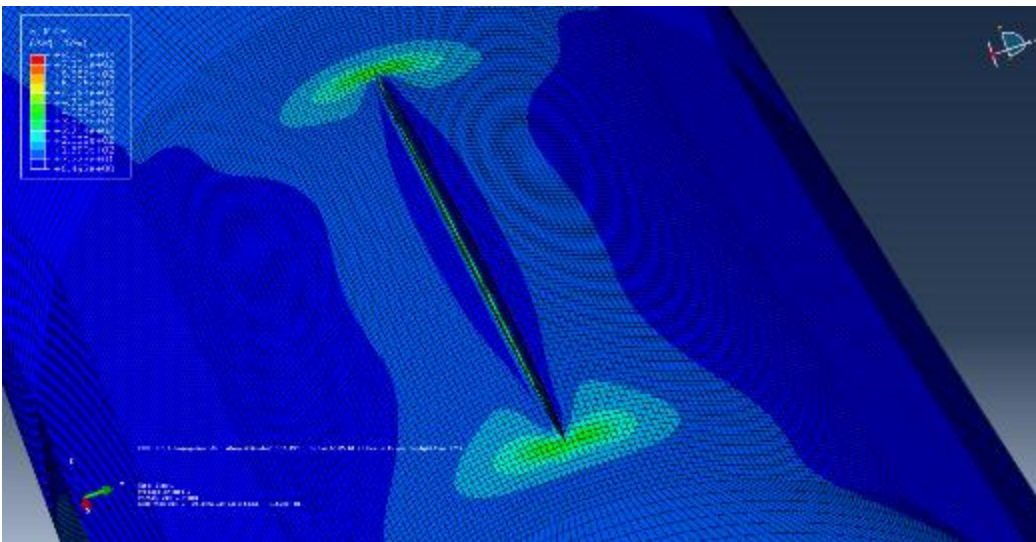
Prslina je rasla u dubinu u prvih 6 koraka, dok se dužina inicijalne površinske prsline $2a=200$ mm nije menjala. Slika 7.20 pokazuje otvorenu inicijalnu prslina dužine 200 mm i novonastalu prolaznu prslinu na unutrašnjoj polovini zida, dužine 25,88 mm u sedmom koraku propagacije..

Izgled cevi sa unutrašnje strane i fon Mizesove napone u oblasti oko prsline u koracima 1, 2 i 3 prikazani su na Slikama 7.21-7.23. Na Slici 7.23, u trećem koraku, vidi se pojava prsline sa unutrašnje strane cevi dužine 68,24 mm, ali se prslina još nije otvorila. U sedmom koraku došlo je do otvaranja prsline na unutrašnjoj strani cevi. Slika 7.24 pokazuje novonastalu prolaznu prslinu na unutrašnjoj polovini zida, dužine 25,88 mm. Dalji rast prsline tekao je u aksijalnom pravcu po unutrašnjoj polovini debljine zida cevi prateći pravac spoljašnje aksijalne inicijalne prsline (izgled prsline sa unutrašnje strane prikazan je u 23-em koraku na Slici 7.25, dužina „otvorene“ prsline bila je $2a=120$ mm).

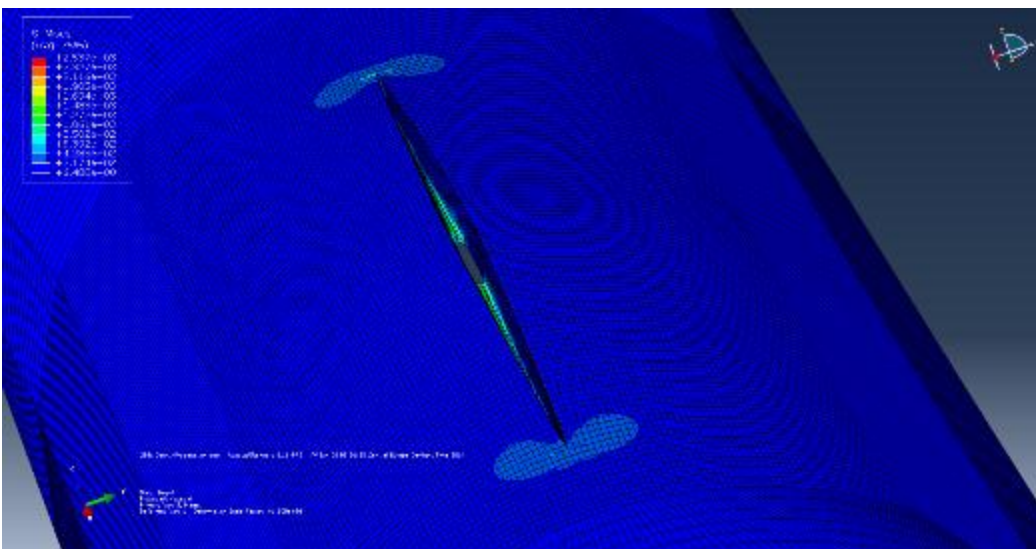
Na Slici 7.26 prikazan je izgled prsline u 24-om koraku propagacije (pogled spolja), gde se vidi da prslina još uvek raste samo u unutrašnjoj polovini zida cevi, a inicijalna prslina dužine 200 mm ostaje nepromenjena. Ovakav trend rasta nastavlja se sve do koraka 66 (Slika 7.27), kada prslina sa unutrašnje strane cevi dostiže dužinu spoljašnje inicijalne prsline od 200 mm. Front prsline sada se prostire po celoj debljini zida cevi.



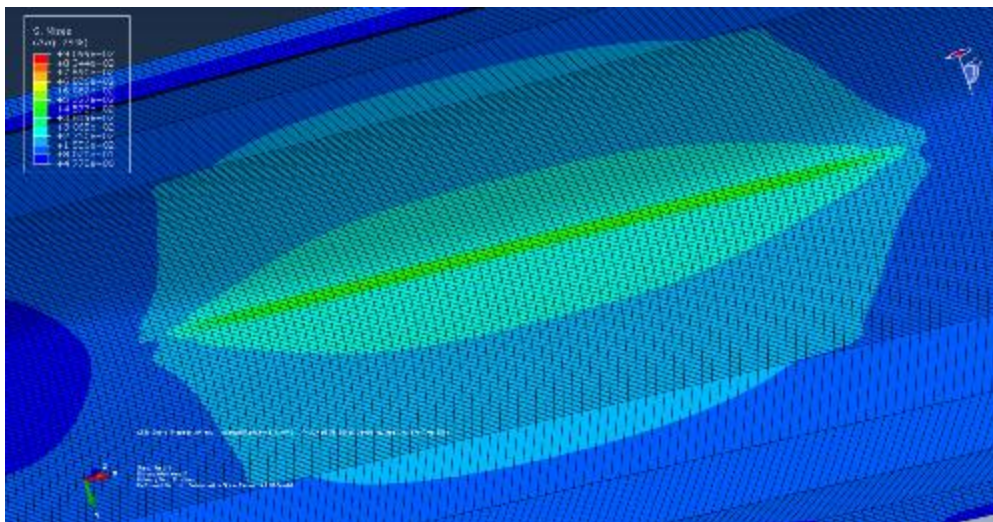
Slika 7.18. Prvi korak – otvaranje prsline i fon Mizes-ovi naponi na vrhu prsline



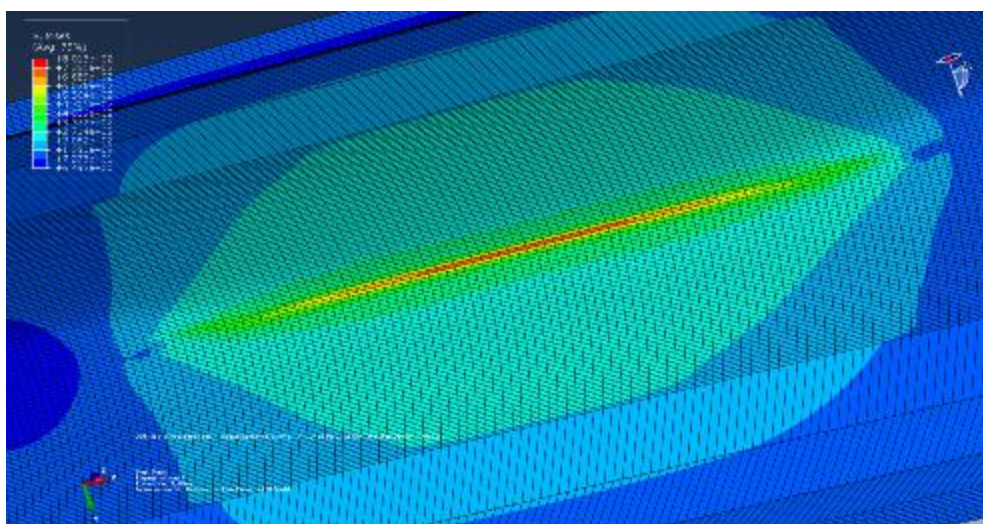
Slika 7.19 Drugi korak i fon Mizesovi naponi na vrhu prsline



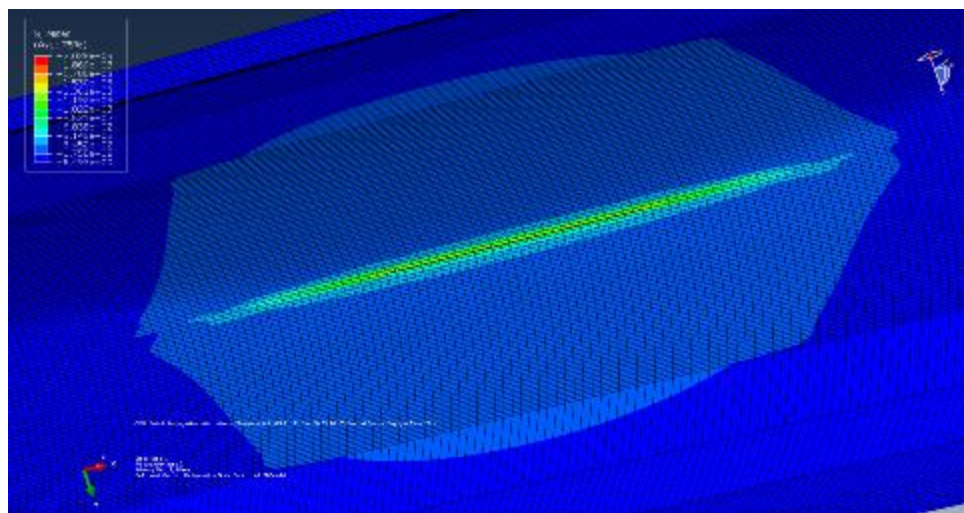
Slika 7.20 Sedmi korak: prslina postaje prolazna i fon Mizesovi naponi na vrhu prsline



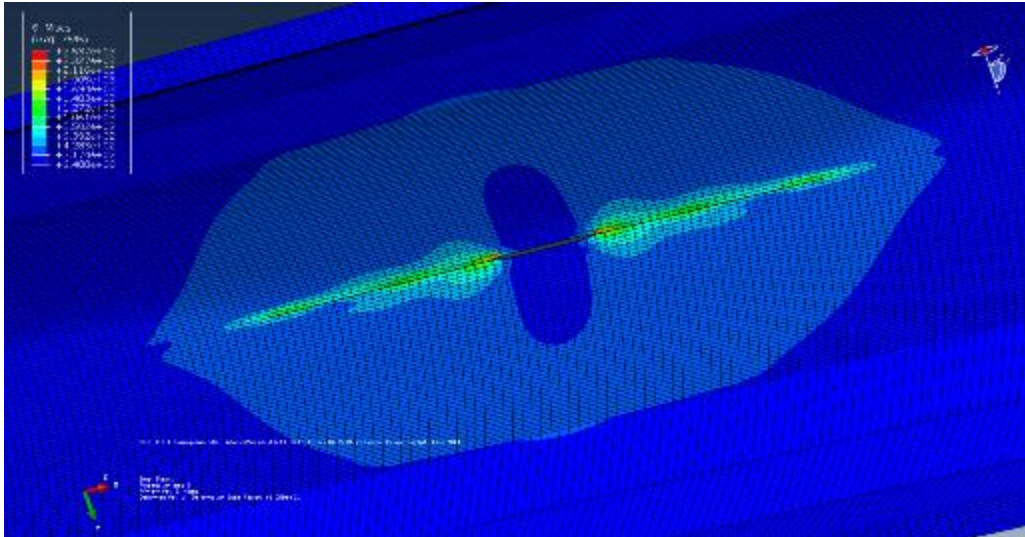
Slika 7.21 Prvi korak – otvaranje prsline i fon Mizes-ovi naponi oko prsline (pogled sa unutrašnje strane)



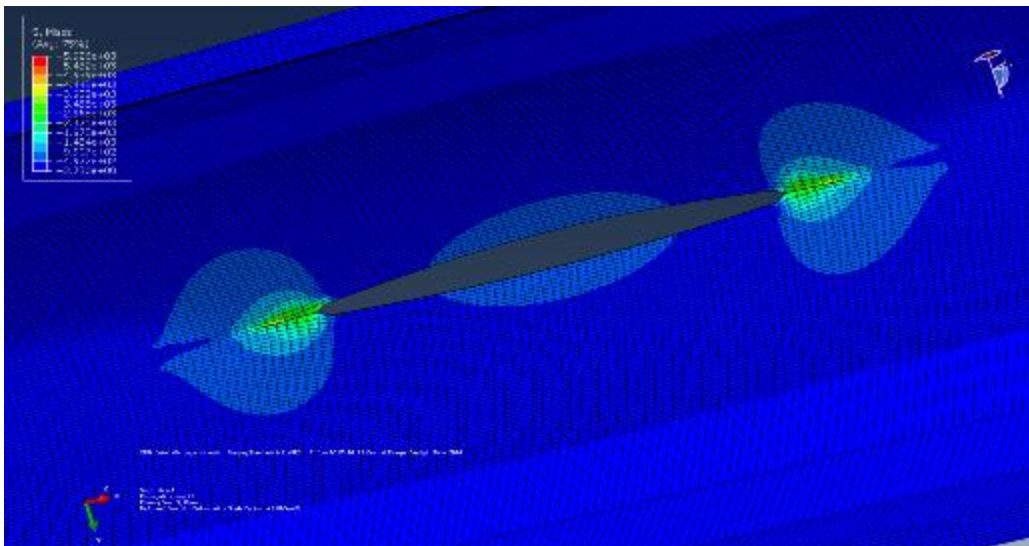
Slika 7.22 Drugi korak propagacije prsline i fon Mizesovi naponi (pogled sa unutrašnje strane)



Slika 7.23 Treći korak - pojava prsline sa unutrašnje strane cevi



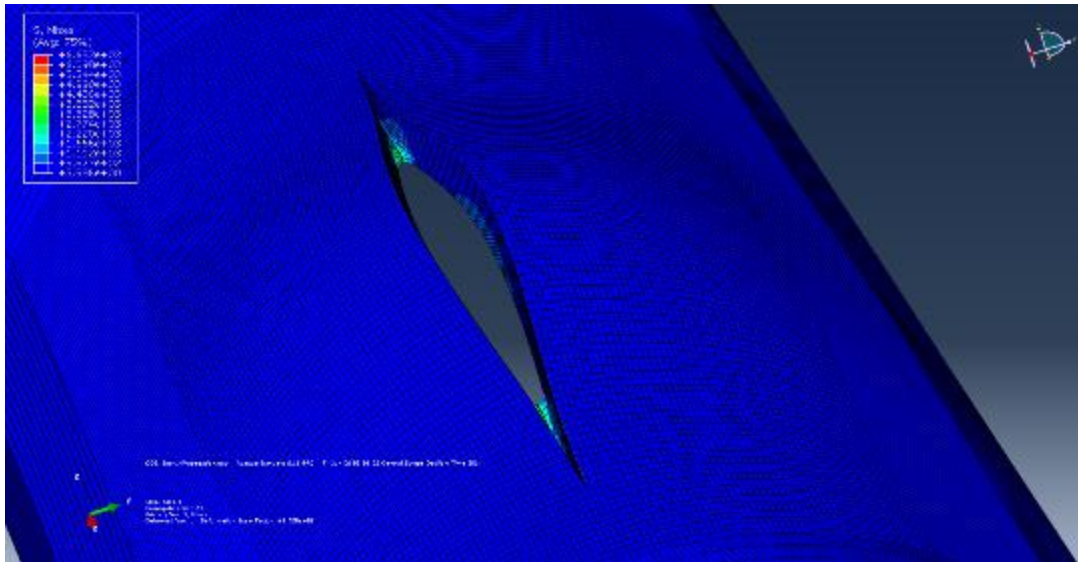
Slika 7.24 Izgled prslina sa donje strane u sedmom koraku (prslina „prolazi“ kroz zid cevi) i fon Mizesovi naponi oko prsline



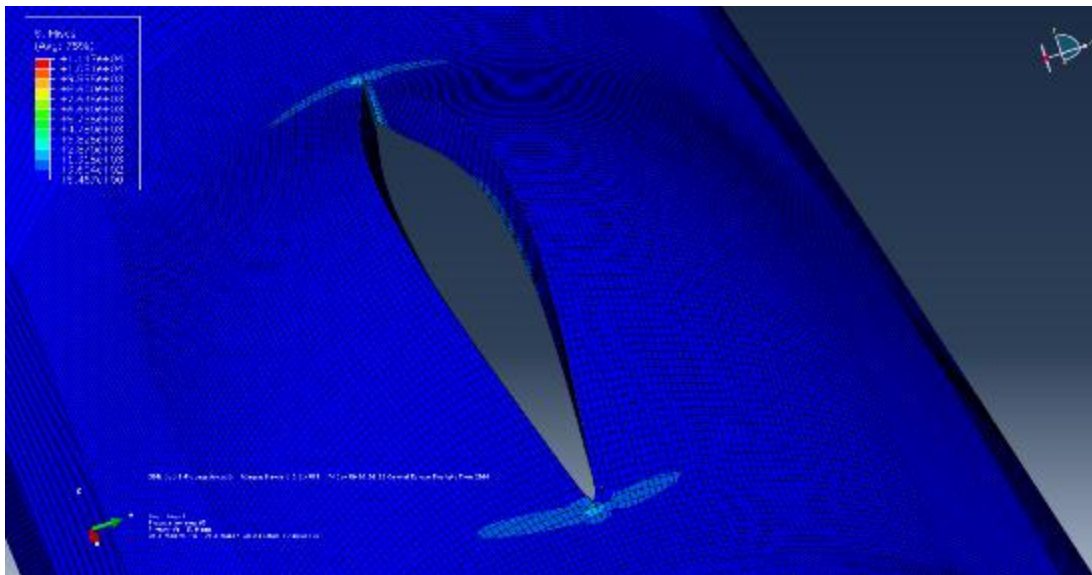
Slika 7.25 Izgled prsline sa unutrašnje strane cevi i fon Mizesovi naponi u 23-em koraku propagacije

Na Slikama 7.27, 7.28 i 7.29 prikazani su koraci 66, 67 i 69 u kojima još uvek nema propagacije aksijalne prolazne prslina dužine 200 mm. Na ovim slikama vide se karakteristični fon Mizesovi naponi u okolini prslina. Prslina nastaje da raste u aksijalnom pravcu kao kompletno prolazna prslina, tek od 74-og koraka simulacije. U ovom periodu „potrošen“ je nešto veći broj ciklusa da bi prslina nastavila rast, jer sada raste kroz kompletnu debljinu zida od 6,98mm. Na Slici 7.30 prikazan je 100-ti korak propagacije prslina u kom je prslina dostigla dužinu od 209, 42 mm.

Na Slici 7.31 prikazan je pomoću 3D grafika ukupan porast prslina.

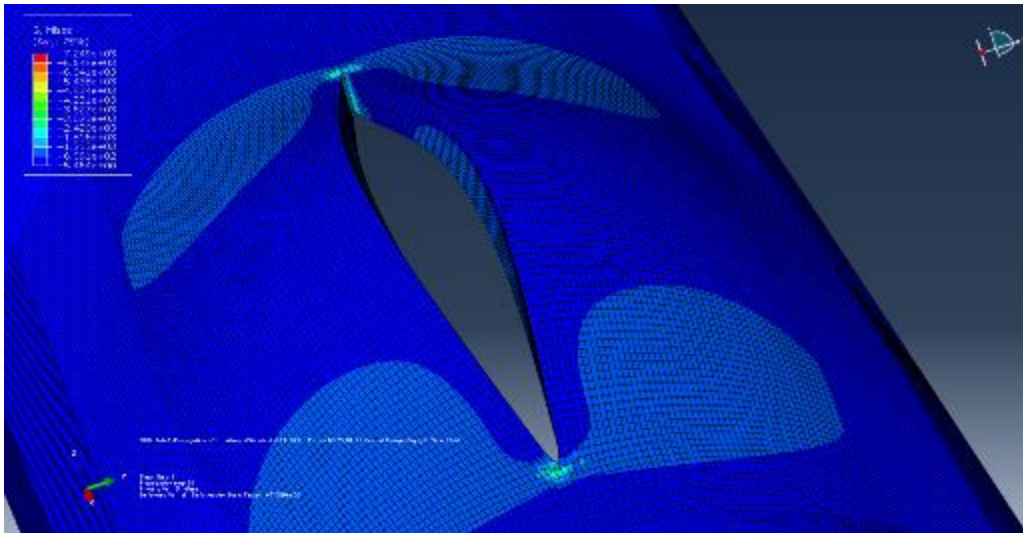


Slika 7.26 Korak 24 propagacije prsline

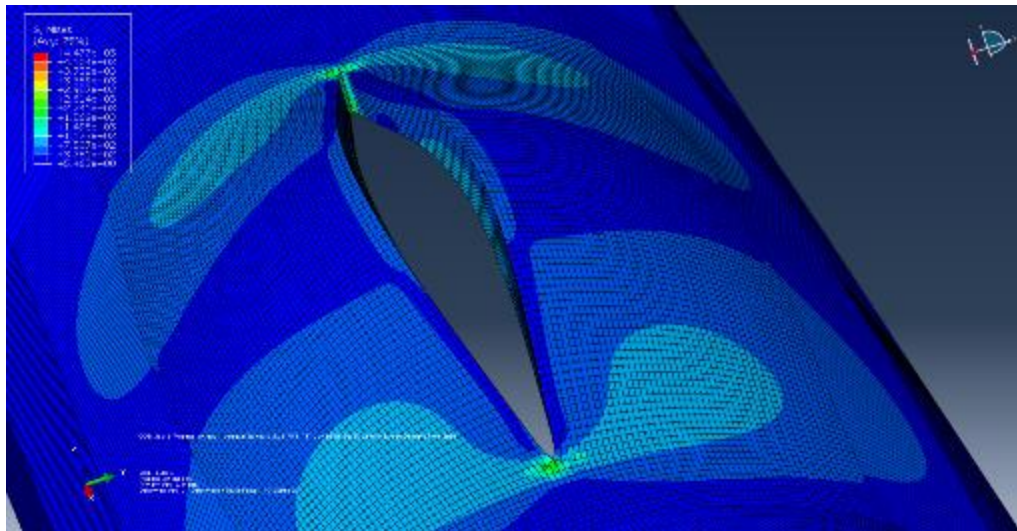


Slika 7.27 Korak 66 propagacije prsline

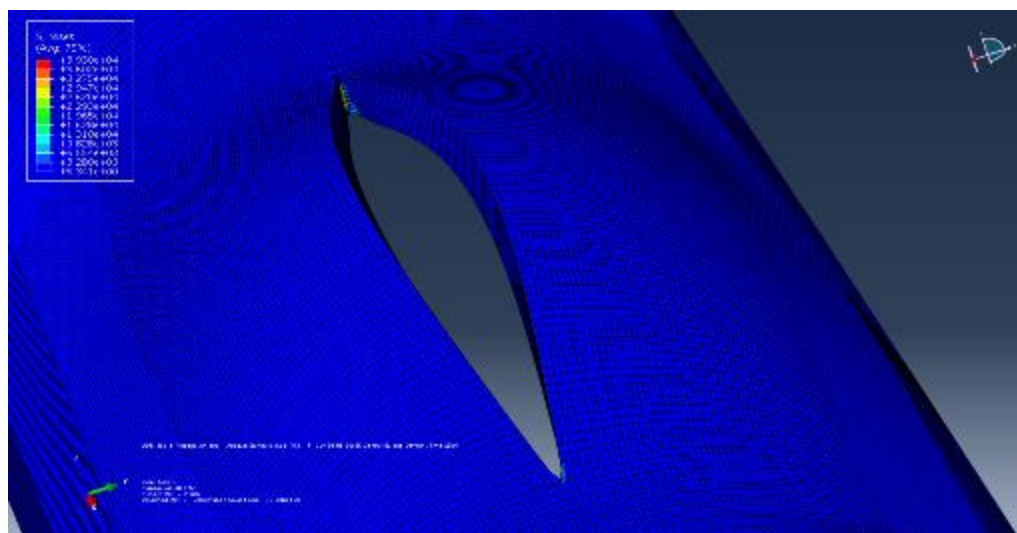
Plavom linijom prikazan je porast prsline u aksijalnom pravcu na unutrašnjoj strani zida cevi koji kreće tek od 7-og koraka (do tada je prsline rasla samo u radijalnom pravcu, u dubinu zida cevi) i traje sve negde do 66-og koraka, kada se izjednačava sa spoljašnjom prsline dužine 200 mm (roze linija na grafiku). Porast prsline u aksijalnom pravcu počinje tek posle 71-og koraka, kada prolazna aksijalna prsline dužine 200 mm raste sve do dužine od 209,42 mm, koju dostiže u 100-tom koraku. (u tom delu ove dve linije stoje paralelno na grafiku).



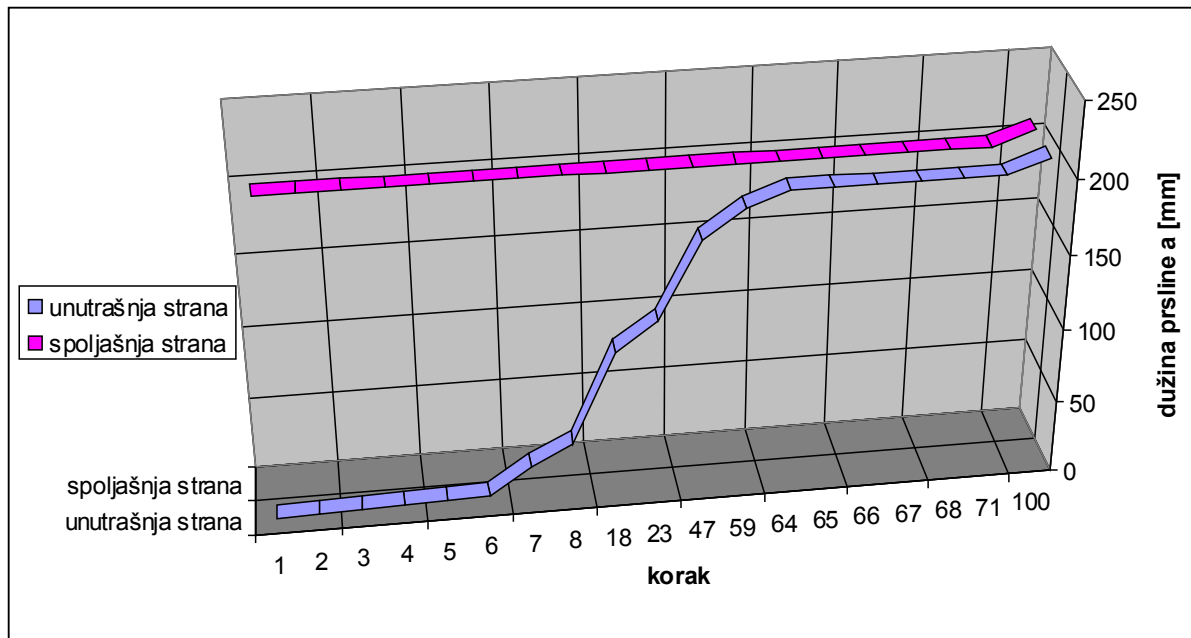
Slika 7.28 Korak 67 propagacije prsline i fon Mizesovi naponi



Slika 7.29 Korak 69 propagacije prsline



Slika 7.30 Konačan izgled i dužina prsline pri 100-tom koraku (ukupna dužina prsline je $a = 209,4 \text{ mm}$)



Slika 7.31 Prikaz propagacije prsline tokom 100 koraka na kojem se vidi porast prsline u radijalnom i aksijalnom pravcu

Tabela 7.4. Prikaz vrednosti koje softver daje za svaki korak rasta prsline

krivo l. apscisa duž fronta prsline	x (koordinata tačke fronta)	y	z	K_{ekv}	K_I	K_{II}	K_{III}
0	50.7745	8.77E-05	69.4784	860.175	837.413	1.55444	1.65058
0.349	50.7745	8.72E-05	69.1294	859.6	837.004	1.468	1.74059
0.698	50.7745	8.68E-05	68.7804	859.072	836.648	1.38001	1.83133
1.047	50.7745	8.64E-05	68.4314	858.595	836.348	1.29048	1.92288
1.396	50.7745	8.59E-05	68.0824	858.175	836.113	1.19942	2.01528
1.745	50.7745	8.55E-05	67.7334	857.82	835.95	1.10692	2.1085
2.094	50.7745	8.51E-05	67.3844	857.54	835.868	1.01306	2.20247

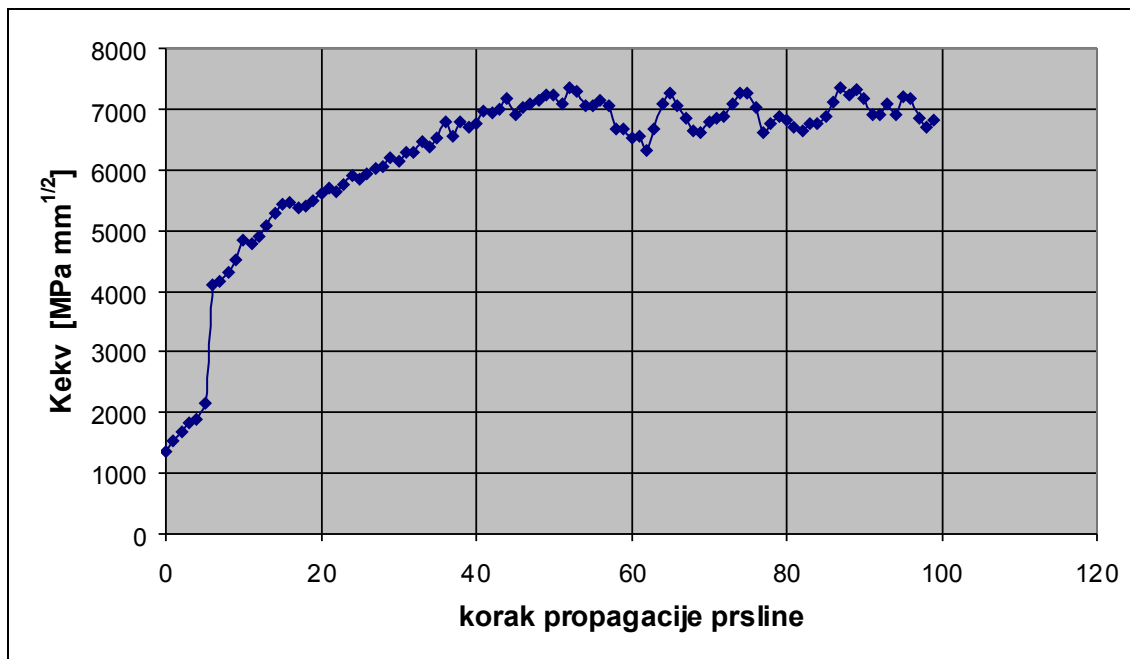
U nastavku biće razmotrene 3D simulacijom dobijene vrednosti faktora intenziteta napona koje su izračunate u velikom broju tačaka duž fronta prsline. Vrednosti faktora intenziteta napona određuju odgovarajući stepen povećanja prsline. Ova procedura ponovljena je 100 puta, a prikaz vrednosti dobijenih pri svakom koraku simulacije dat je u Tabeli 7.4. Vrednosti faktora intenziteta napona prikazane su u poslednje četiri kolone i to redom, ekvivalentni faktor intenziteta napona K_{ekv} , i faktori intenziteta napona za oblike (modove) *I*, *II* i *III* (K_I , K_{II} , i K_{III}). Očigledno je da su vrednosti FIN-a za mod *I* mnogo više nego za modove *II* i *III*. Otuda, ima smisla u daljem predviđanju brzine rasta prsline razmatrati samo vrednosti K_I , ili još bolje K_{ekv} , jer on uzima u obzir faktore intenziteta napona sva tri moda.

U Tabeli 7.5 prikazani su broj koraka simulacije, ukupna dužina prsline, broj tačaka fronta prsline, kao i vrednosti (minimalna, maksimalna i srednja vrednost) za faktor intenziteta napona moda *I*, K_I , i ekvivalentni faktor intenziteta napona, K_{ekv} , za neke karakteristične korake simulacije.

Tabela 7.5 Vrednosti ekvivalentnog faktora intenziteta napona i faktora intenziteta napona moda I dobijene pri propagaciji prsline u nekim karakterističnim koracima

korak	Dužina prsline [mm]	Broj tačaka fronta prsline	Ekvivalentni FIN, K_{ekv} [MPa \sqrt{mm}]			FIN moda I, K_I [MPa \sqrt{mm}]		
			max	min	Srednja vrednost	max	min	Srednja vrednost
1	3.5	206	1870.06	856.863	1363.462	1896.53	835.868	1366.199
2	4.19	208	2194.46	880.989	1537.725	2198.72	853.959	1526.34
3	4.88	208	2431.09	916.345	1673.718	2432.93	885.092	1659.011
4	5.57	208	2727.92	921.732	1824.826	2745.87	900.343	1823.107
5	6.26	208	2813.96	921.732	1875.125	2984.54	900.343	1948.814
6	6.9	207	3367.18	960.857	2164.019	3647.07	936.596	2291.833
7	25.883	185	7433.56	798.383	4115.972	6959.8	769.833	3864.817
8	40	173	7566.9	769.35	4168.125	7639.73	740.371	4190.051
18	101.179	119	10098.7	672.668	5385.684	9770.31	629.367	5199.839
23	120	106	10565.3	736.698	5650.999	10176.3	679.722	5428.011
47	171.769	60	10918.9	3146.38	7032.64	10498.1	2982.88	6740.49
59	190.593	45	7859.79	5479.08	6669.435	7337.13	3747.14	5542.135
64	200	45	7431.78	5903.18	6667.48	7710.26	5916.5	6813.38
71	200	49	7314.96	6272.92	6793.94	7060.96	6277.72	6669.34
100	209.417	50	7341.33	6323.69	6832.51	7201.13	5681.02	6441.075

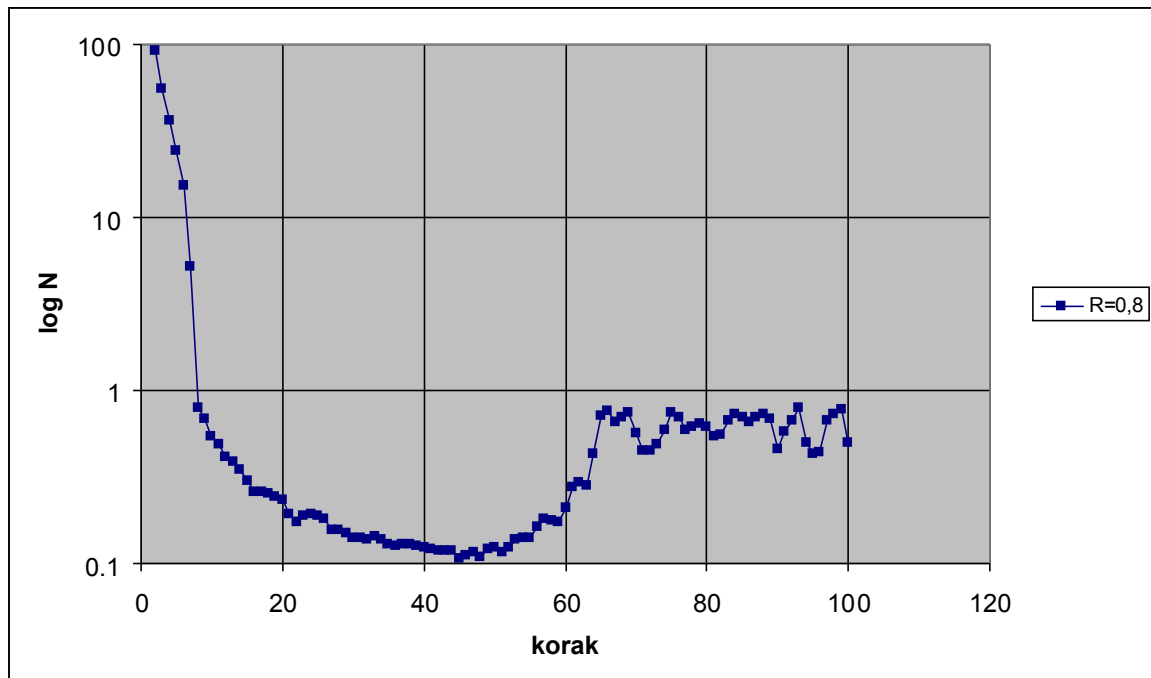
Promena ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} tokom 100 koraka propagacije prikazana je na Slici 7.32. U prvih 6 koraka propagacije, dok prslina raste u radijalnom pravcu, vrednosti K_{ekv} se postepeno povećavaju, dok je veliki skok vrednosti K_{ekv} u sedmom koraku, kada je prslina postala prolazna, odnosno otvorila se u aksijalnom pravcu sa unutrašnje strane cevi. Primećuje se od ovog koraka dalji postepeni rast vrednosti K_{ekv} , koji nakon 50-og koraka značajno varira sa vrednostima sve do poslednjeg koraka propagacije.



Slika 7.32 Promena ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} tokom 100 koraka propagacije prsline

Dijagram na Slici 7.33 pokazuje zavisnost između broja koraka i logaritamske vrednosti broja ciklusa $\log N$. Vrednosti za broj ciklusa N date su u logaritamskom obliku, radi bolje preglednosti dijagrama, jer je veliki raspon između vrednosti do sedmog koraka i vrednosti posle njega. Nakon sedmog koraka, kada prslina probija zid cevi, broj ciklusa potrebnih za rast prsline postaje značajno manji i ostaje otprilike isti sve do poslednjeg, 100-tog koraka, kada prslina dostiže dužinu od 209,42 mm. Očigledno je da je najveći broj ciklusa potreban za porast prsline u prvih šest koraka, dok nije probila zid cevi, jer prslina raste istovremeno i u radijalnom (u dubinu zida) i u aksijalnom pravcu. O ovome svedoči i podatak o broju tačaka fronta prsline (Tabela 7.5) kojih u prvih 6 koraka ima 206 do 208, a od sedmog koraka se ovaj broj smanjuje na 187 i nastavlja smanjenje, sve dok se ne

„izjednače“ unutrašnja i spoljna (inicijalna) prslina, odnosno front prsline ne postane upravan na zid cevi, kada ih ima ispod 50.

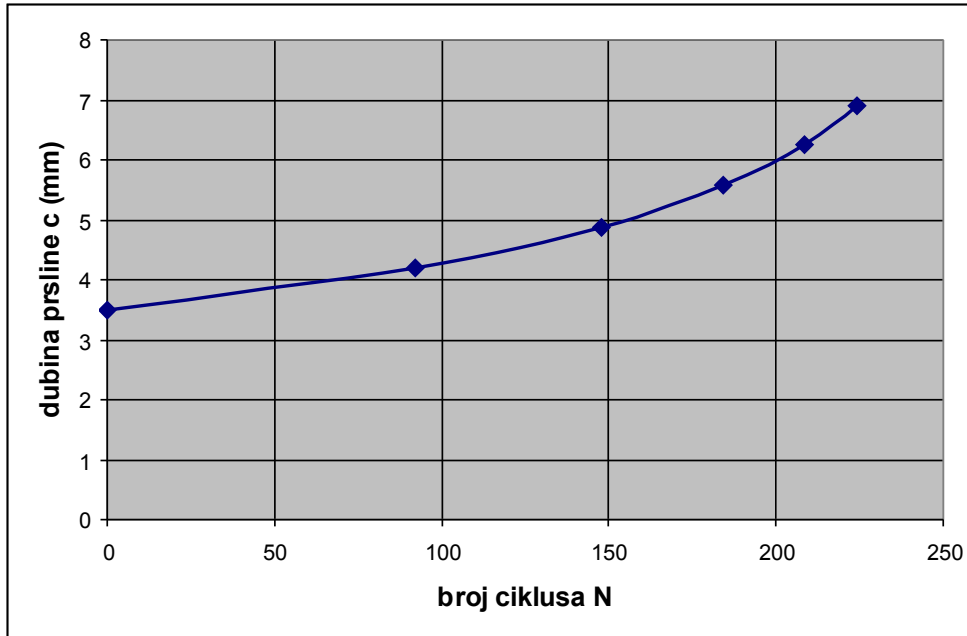


Slika 7.33 Dobijena zavisnost između koraka i broja ciklusa – $\log N$

Kada prslina probije zid cevi, u sedmom koraku, ona postaje aksijalna prolazna prslina dužine 25,88 mm (sa unutrašnje strane zida) i dalje raste samo u aksijalnom pravcu, prateći spoljašnju inicijalnu prslinu. Očigledno je da je u tom slučaju za njen dalji rast potreban znatno manji broj ciklusa, kako se vidi sa dijagrama na Slici 7.33. Broj ciklusa je prvo u blagom opadanju (negde do 40-og koraka) a zatim u blagom porastu, da bi (oko 64-tog koraka) počeo da raste. Od 60-og koraka unutrašnja prslina je „dostigla“ spoljašnju i sada aksijalna prolazna prslina nastavlja rast u aksijalnom pravcu. Ukupan broj ciklusa da bi prslina narasla od početne inicijalne dužine od 200 mm i dubine od 3,5 mm do krajnje dužine od 209,42 mm je bio 258 ciklusa, od čega se na deo rasta prsline dok ne postane prolazna dužine 25,88 mm (sedmi korak) potroši najveći deo, 229,3 ciklusa.

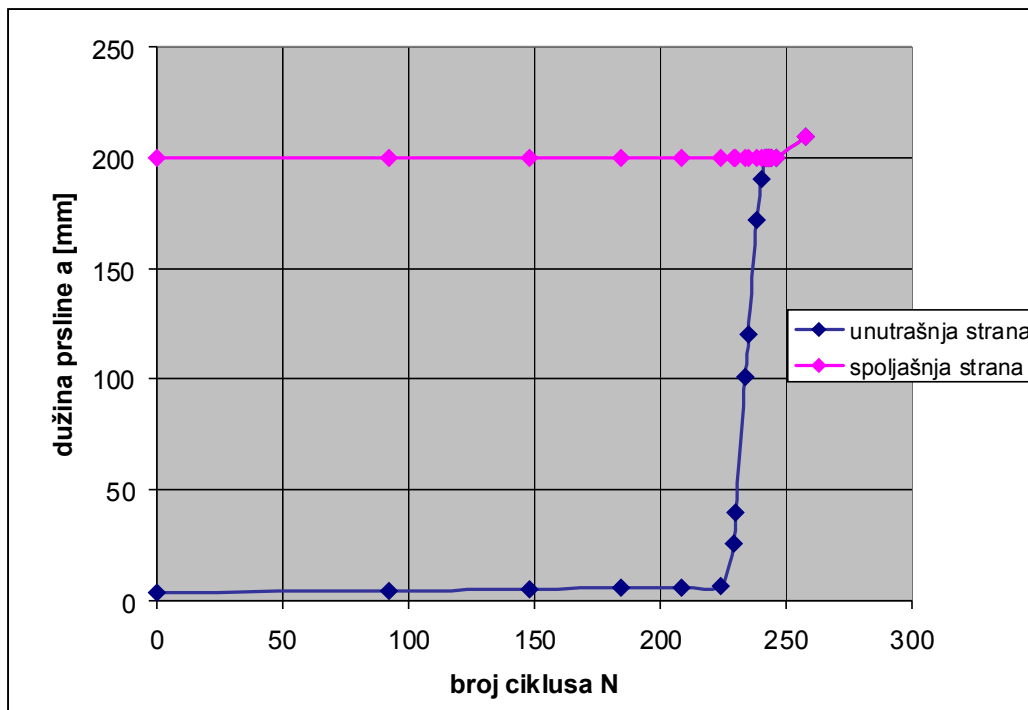
Na Slici 7.34 prikazana je propagacija prsline u dubinu zida cevi u prvih 6 koraka, dok prslina nije postala prolazna. Dijagram na Slici 7.34 pokazuje dobijenu zavisnost ukupne dužine prsline a i broja ciklusa N potrebnih da prslina naraste do konačne dužine od 209,42 mm za svih 100 koraka propagacije. Plavom linijom označena je prslina koja se javlja na unutrašnjoj strani zida cevi, koja do šestog koraka raste u radijalnom pravcu, a nakon toga počinje veoma brzo da se razvija u aksijalnom pravcu do dužine od 200 mm

(od 25,88 mm do 200 mm potrebno je svega oko 225 ciklusa). Nakon toga rast prsline je nešto sporiji, do dužine od 209,42 mm (potrebno je svega oko 30 ciklusa).



Slika 7.34 Propagacija prsline u dubinu zida cevi (prvih 6 koraka) do prodora

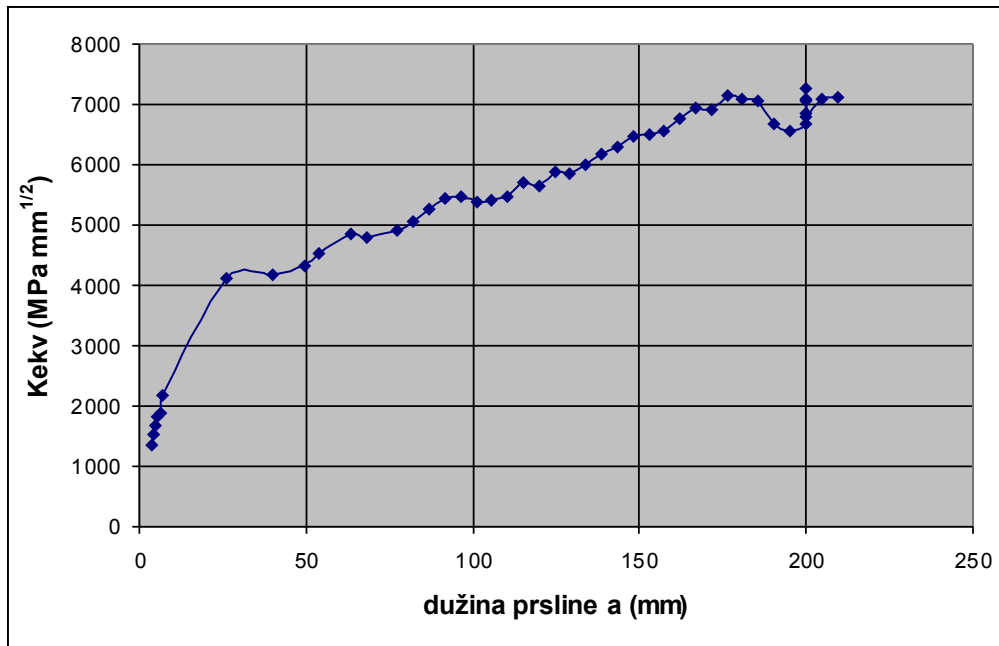
Očigledno je da je najveći broj ciklusa potreban za porast prsline u prvih sedam koraka, dok nije probila zid cevi, jer je tada front prsline bio najveći. Roze linija na dijagramu na Slici 7.35 predstavlja inicijalnu aksijalnu prslinu dužine 200 mm na spoljašnjoj strani zida,



Slika 7.35 Zavisnost dužine prsline a i broja ciklusa N za 100 koraka propagacije

koja ostaje iste dužine do 71-og koraka, nakon kojeg propagira kao kompletno prolazna prslina u aksijalnom pravcu do dužine od 209,42 mm u 100-tom koraku.

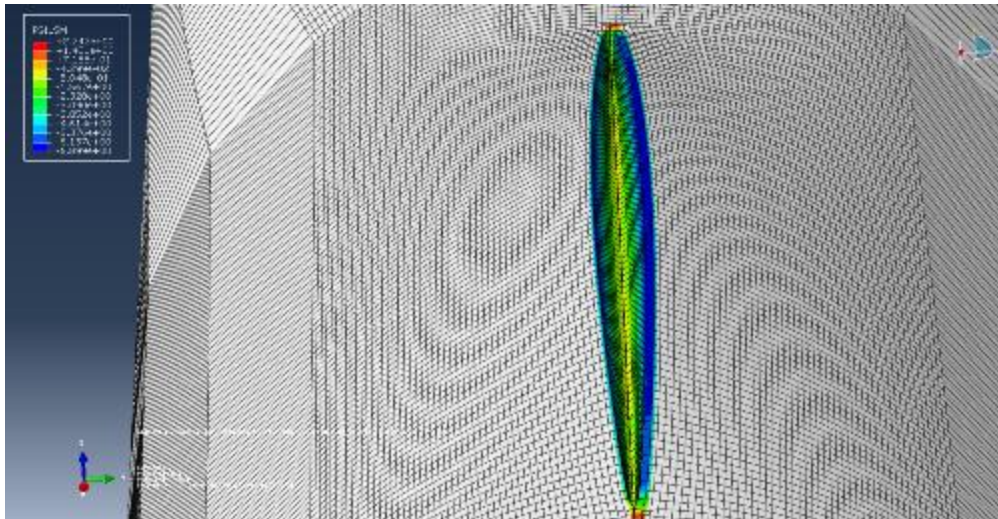
Vrednost ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} u funkciji dužine prsline a prikazane su na Slici 7.36. Očigledan je trend porasta K_{ekv} sa porastom dužine prsline a , a najveći skok je između 6-og i 7-og koraka, kada dolazi do otvaranja prsline.



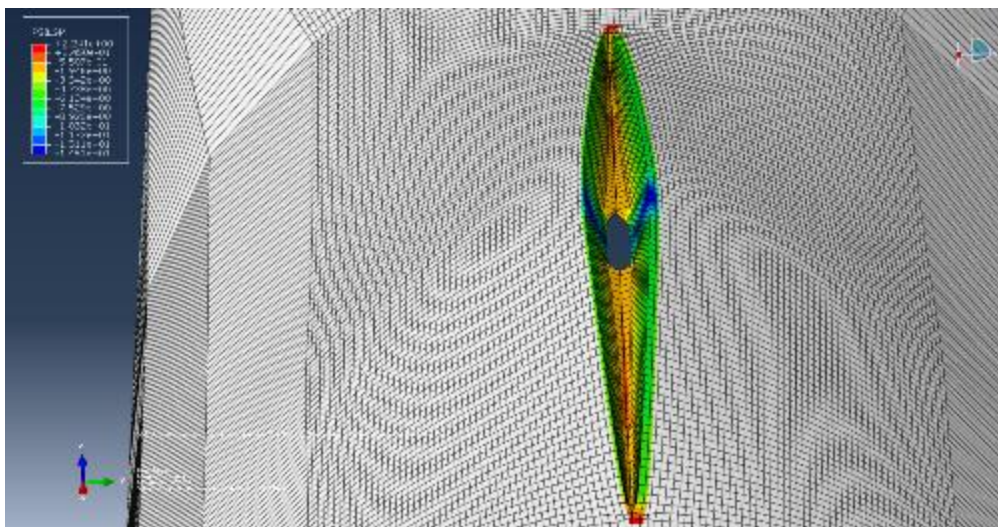
Slika 7.36 Vrednosti ekvivalentnog faktora intenziteta napona K_{ekv} u funkciji dužine prsline a

Na Slikama 7.37-7.42 prikazana je prslina na cevi u nekoliko karakterističnih koraka propagacije, gde se, pored mreže konačnih elemenata u oblasti oko prsline, vidi i naponsko stanje oko nje. Na Slikama 7.37-7.39 prikazana je prslina neposredno pre i posle trenutka njenog prodora kroz zid (koraci 6, 7 i 8). Na Slici 7.40 prikazan je izgled prsline u 64-tom koraku, kada je prslina u unutrašnjem delu cevi dostigla dužinu inicijalne spoljašnje prsline od 200 mm, a na Slici 7.42 prslina u 100-tom koraku.

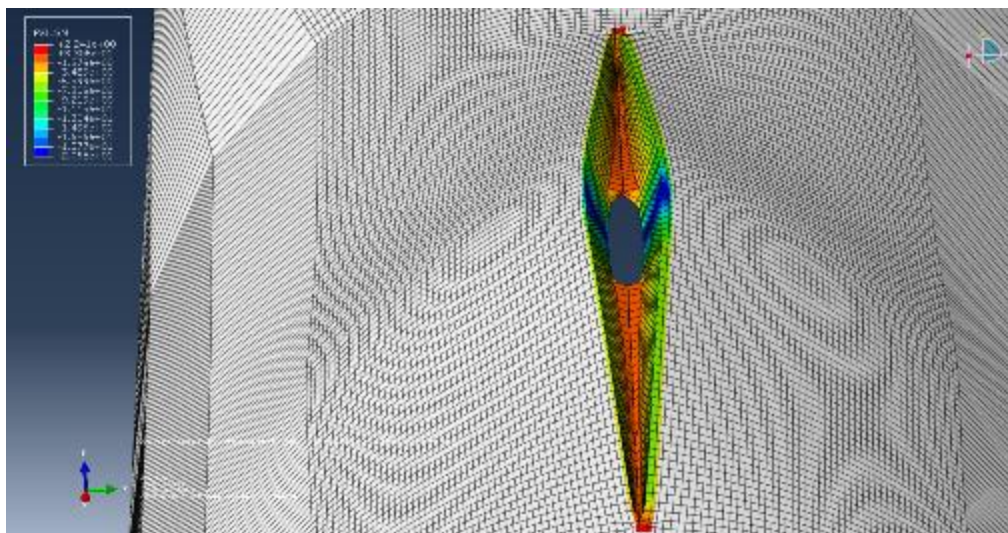
Za isto inicijalno spoljašnje oštećenje, dužine $2a=200$ mm i dubine $c=3,5$ mm, urađena je simulacija za novi i materijal iz eksploatacije, kao i za dve vrednosti količnika napona $R=0,8$ i $R=0,7$. Simulacija je urađena za 24 koraka propagacije prsline. Na Slici 7.43 prikazani su rezultati rasta prsline u funkciji broja ciklusa N za novi materijal i za količnike napona $R=0,8$ i $R=0,7$. Očigledan je znatno kraći vek (skoro 5 puta) za količnik napona $R=0,7$ u odnosu na $R=0,8$. Kad je u pitanju materijal iz eksploatacije, ovaj uticaj je još izraženiji (Slika 7.44), gde je broj ciklusa do prodora prsline manji za 16 puta.



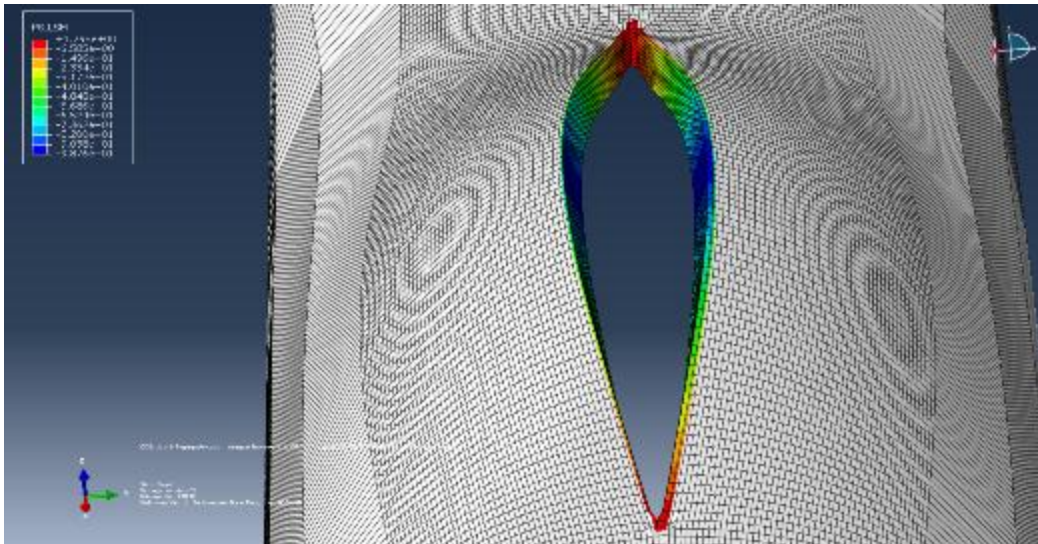
Slika 7.37 Prslina u šestom koraku i raspored napona



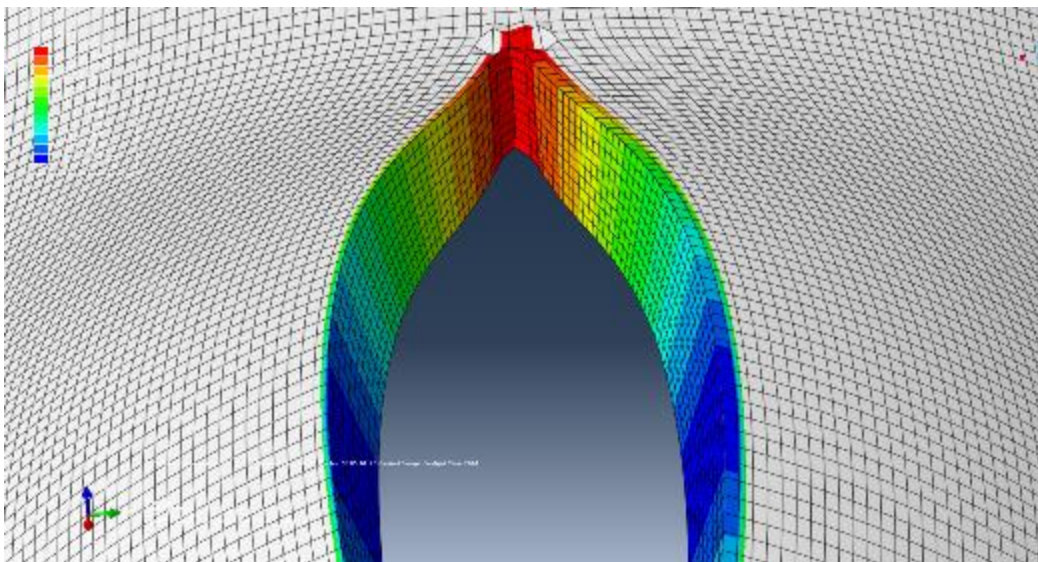
Slika 7.38 Prslina u sedmom koraku i raspored napona



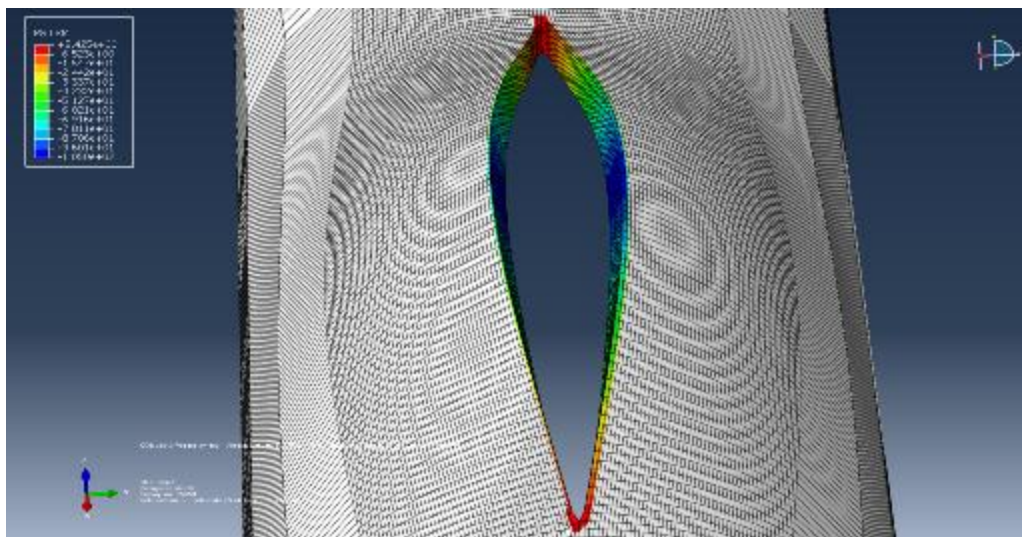
Slika 7.39 Prslina u osmom koraku i raspored napona



Slika 7.40 Prslina u 64-om koraku i raspored napona

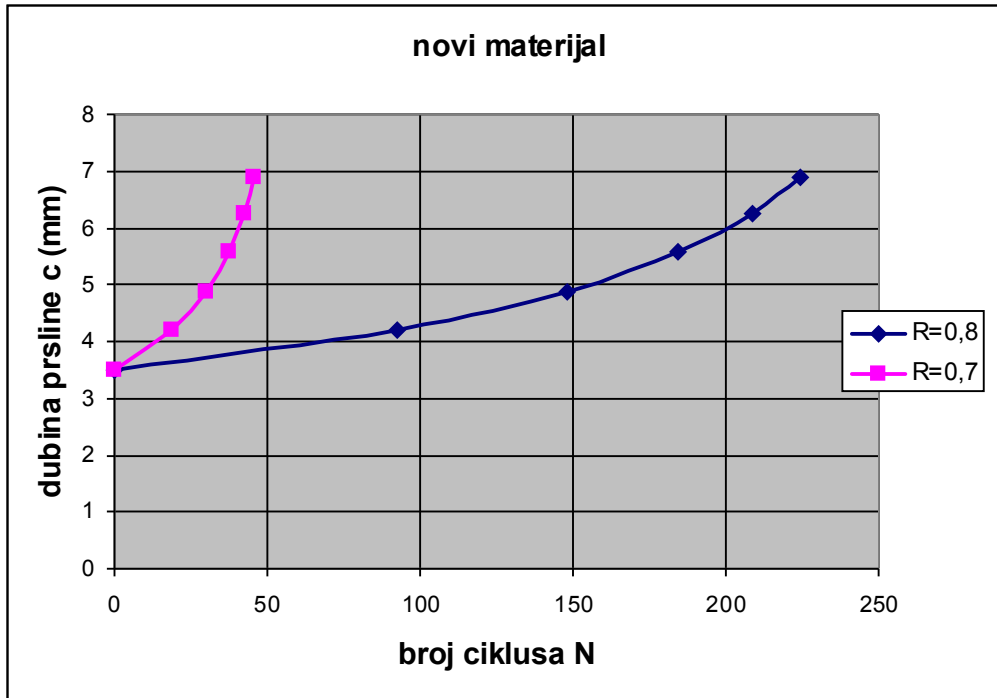


Slika 7.41 Prslina u 64-om koraku i raspored napona (zumiran prikaz)

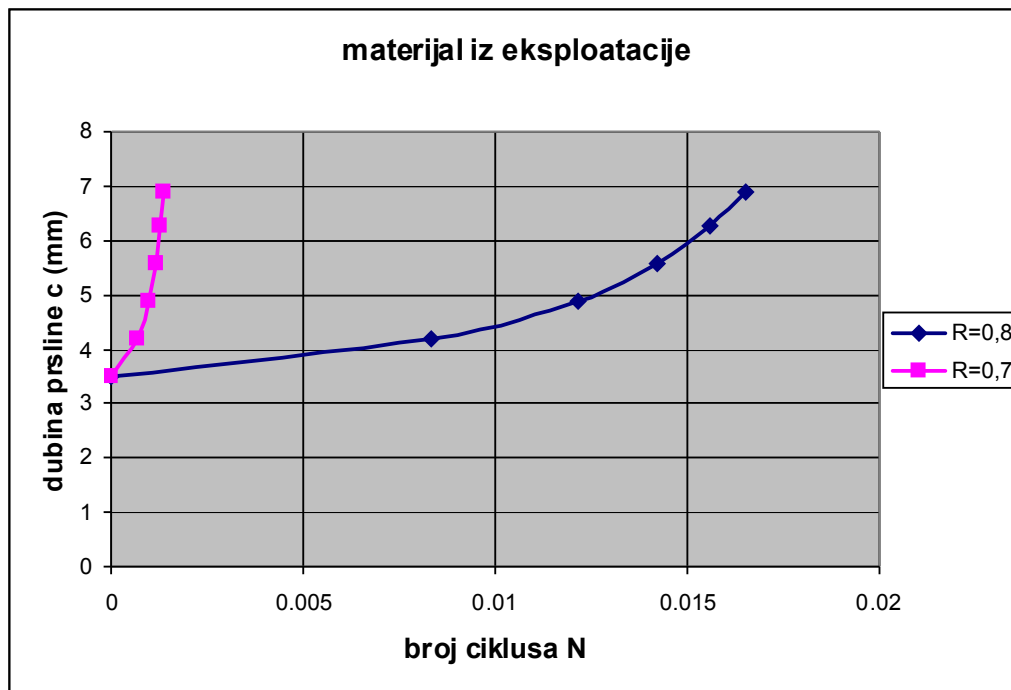


Slika 7.42 Prslina u 100-om koraku i raspored napona

To ide svakako u prilog činjenici da je došlo do degradacije materijala iz eksploatacije, te da je potpuno očekivano da će rast prsline tada biti brži. Doduše, realno gledano, pri ovoj veličini oštećenja to su vrednosti broja ciklusa N koje imaju čisto teoretski značaj, jer praktično je u oba slučaja došlo do otvaranja prsline za veoma mali broj ciklusa, gotovo momentalno. Kako god, dobijeni rezultati su vredni pažnje.

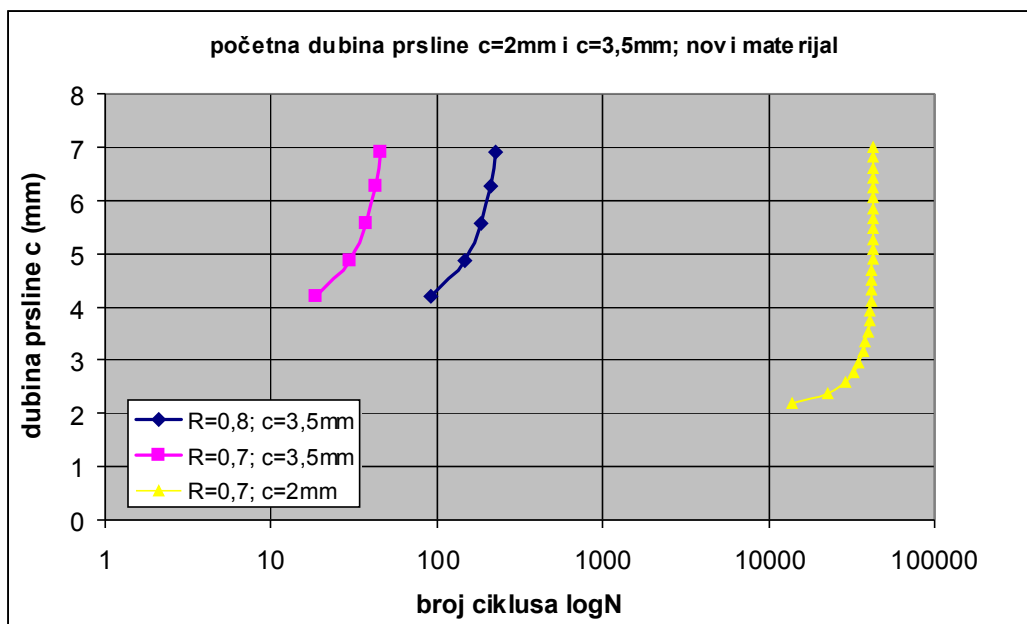


Slika 7.43 Uticaj opsega napona i količnika napona na radni vek; novi materijal



Slika 7.44 Uticaj opsega napona i količnika napona na radni vek; eksploatisani materijal

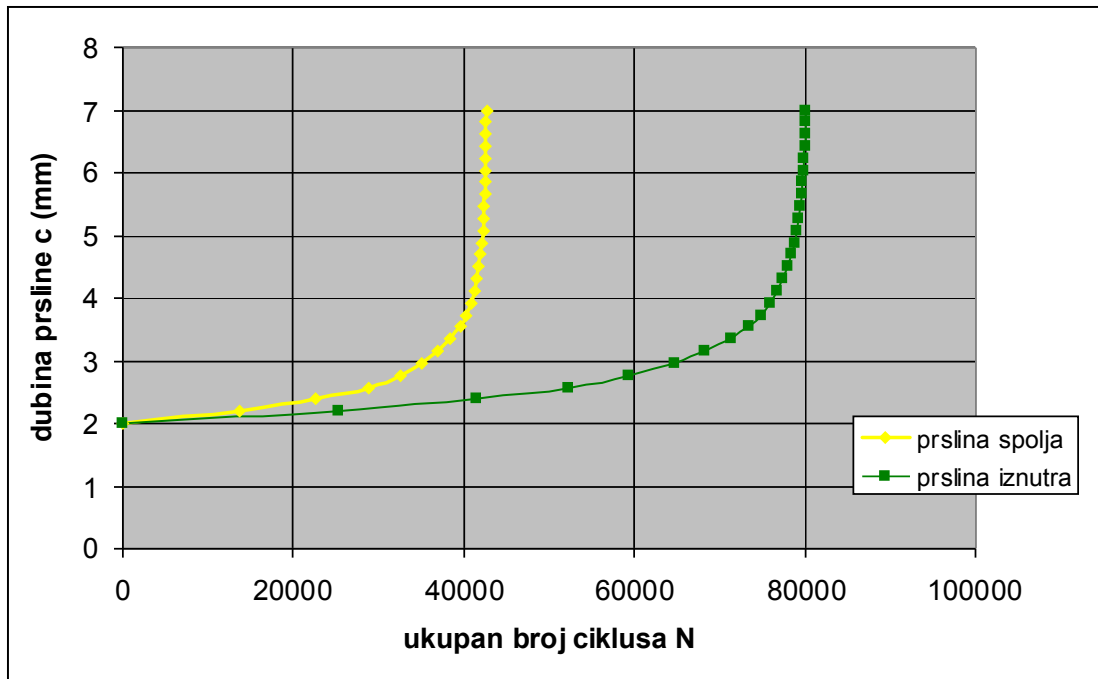
Još je jedan uticajni parametar ramotren kroz simulaciju, a to je inicijalna dubina prsline. Za inicijalnu dubinu prsline od $c=2\text{mm}$ i dužinu prsline od $2a=200\text{mm}$ urađena je 3D simulacija u 30 koraka propagacije prsline i to za količnik napona $R=0,7$. Do prodora zida cevi došlo je u 25-om koraku. Dobijeni rezultati u poređenju sa inicijalnom dubinom prsline od $c=3,5\text{mm}$ i dužinu prsline od $2a=200\text{mm}$, prikazani su na Slici 7.45.



Slika 7.45 Uticaj inicijalne dubine oštećenja i količnika napona na zamorni vek; novi materijal

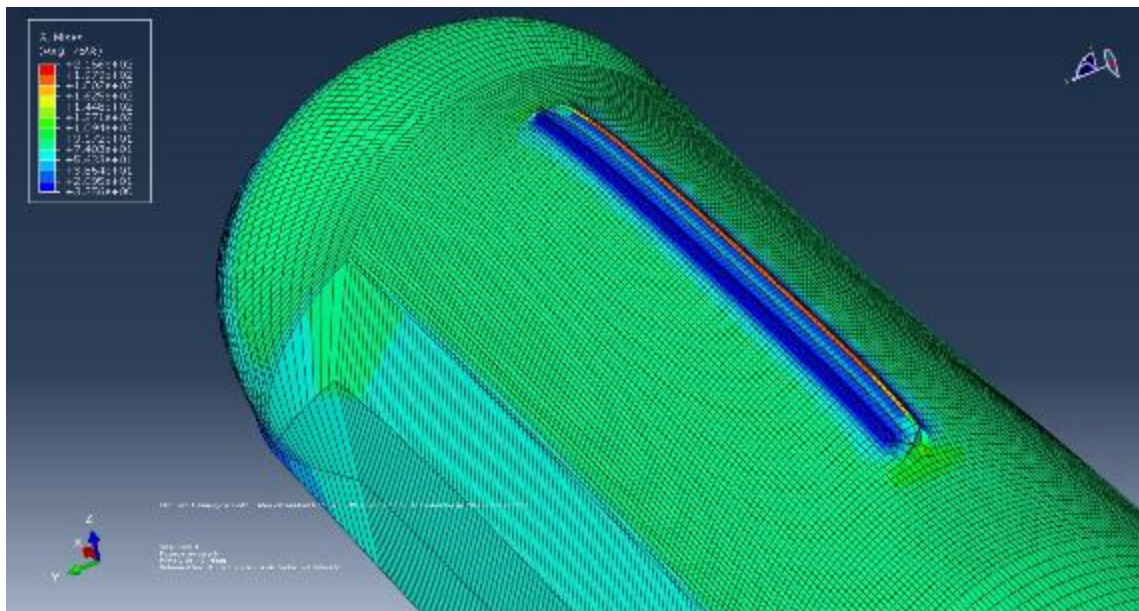
U slučaju početne dubine prsline $c=2\text{mm}$, predviđeni zamorni vek je 42635 ciklusa do prodora prsline. To je 947 puta duže nego za početnu dubinu od $c=3,5\text{mm}$ i isti količnik napona $R=0,7$.

Upoređen je kroz 3D simulaciju i uticaj inicijalne prsline na spoljašnjoj i unutrašnjoj strani zida cevi na preostali vek. Simulacija je urađena za unutrašnju početnu prslinu dubine $c=2\text{mm}$, dužine $2a=200\text{mm}$, i količnik napona $R=0,7$ u 30 koraka. Do prodora prsline kroz zid cevi došlo je u 25-om koraku simulacije u oba slučaja, i kada je prslina bila spolja i iznutra, ali pri drugačijem broju ciklusa. Za slučaj kad je početna prslina bila spolja, do prodora dolazi nakon 42635 ciklusa, a kad je bila sa unutrašnje strane, bilo je potrebno 80113,9 ciklusa. U prikazanom se vidi da, za ove zadate uslove, inicijalna prslina na spoljašnjoj strani cevi daje duplo kraći vek nego na unutrašnjoj. To je i očekivano, jer je materijal sa unutrašnje strane cevi znatno manje izložen istezanju nego onaj sa spoljne strane, što je još izraženije kod cevi sa debljim zidom. Rezultati zavisnosti dubine prsline do prodora i potrebnog broja ciklusa N , prikazani su na Slici 7.46.

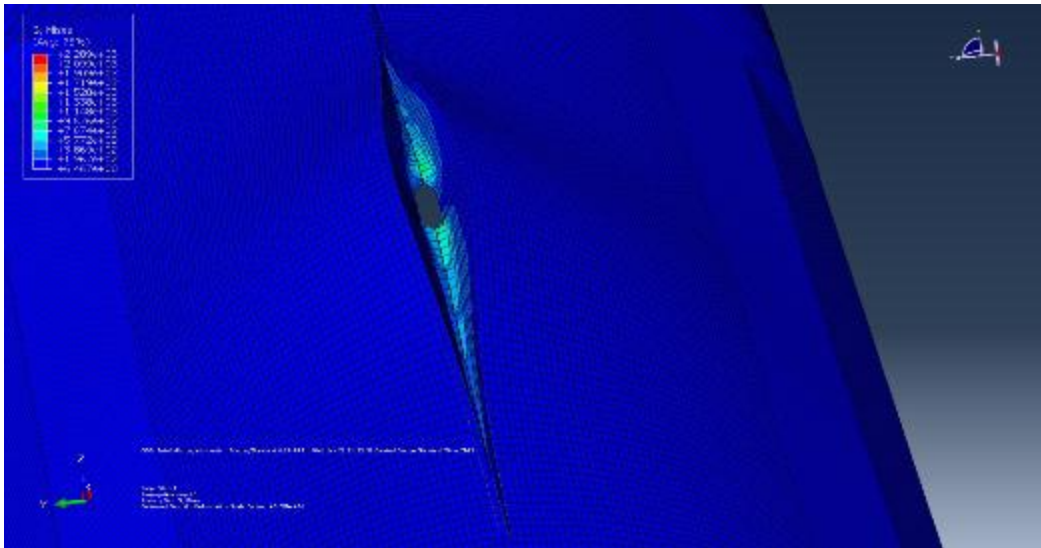


Slika 7.46 Uticaj inicijalne prsline na spoljašnjoj i unutrašnjoj strani zida cevi na zamorni vek pri $c=2\text{mm}$, $2a=200\text{mm}$ i $R=0,7$

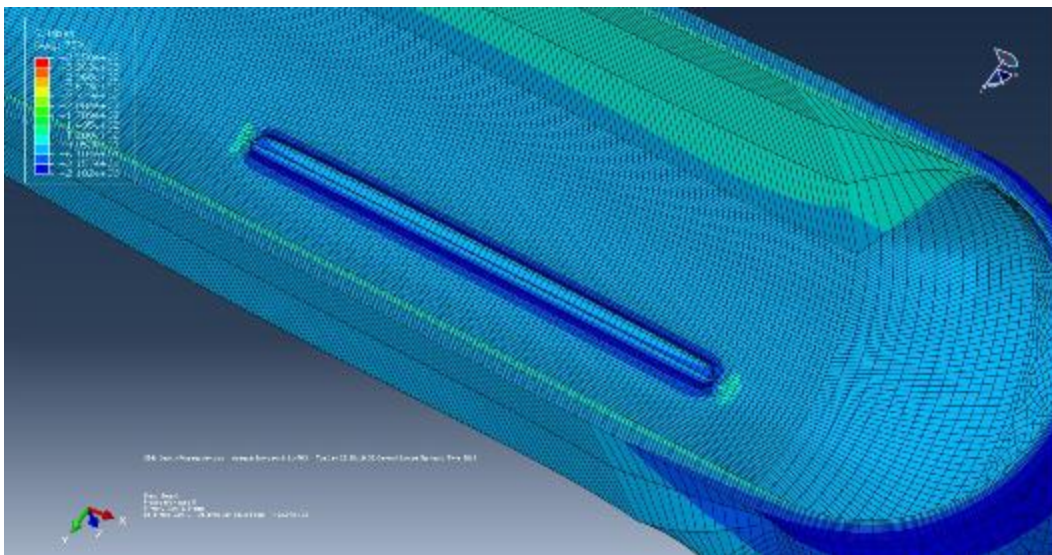
Na Slikama 7.47- 7.50, prikazani su, ilustracije radi, fon Mizesovi naponi koji se javljaju na cevi u prvom koraku propagacije i koraku kada prslina postaje prolazna. Poređenjem Slike 7.47 i Slike 7.18 (početna prslina je iste dužine ali veće dubine, $c=3,5\text{mm}$) može se uočiti potpuno drugačiji raspored napona u zidu cevi i oko same prsline.



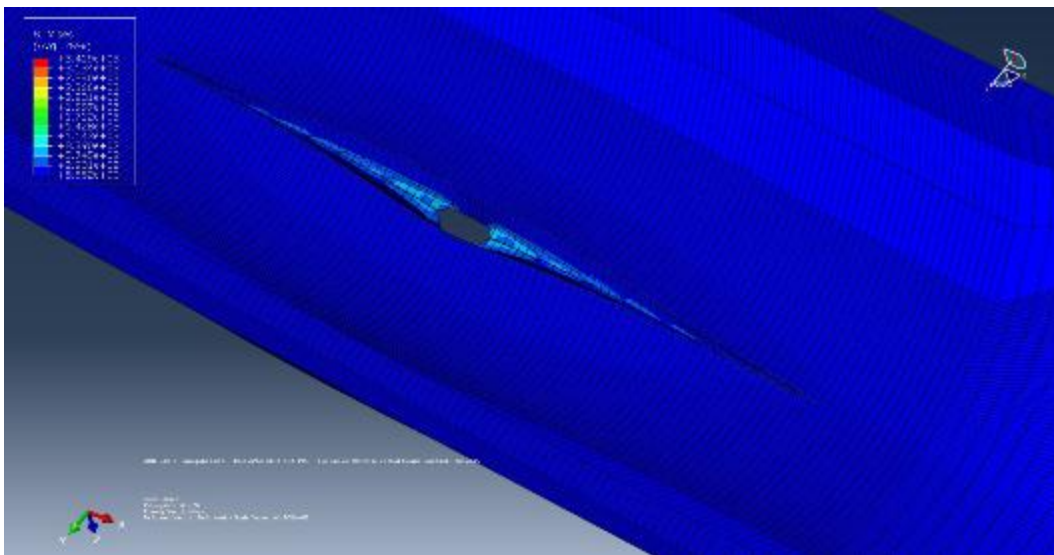
Slika 7.47 Prvi korak simulacije i fon Mizesovi naponi; početna dubina prsline $c=2\text{mm}$,



Slika 7.48 Korak 25 propagacije- prodor, fon Mizesovi naponi; $c=2\text{mm}$

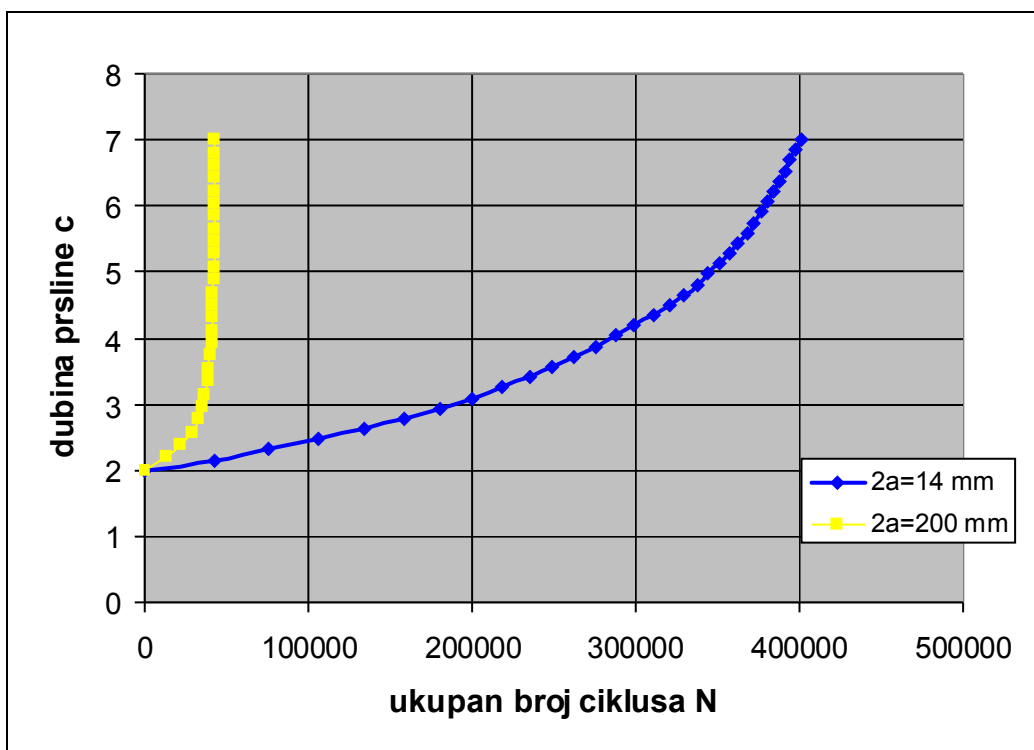


Slika 7.49 Prvi korak, fon Mizesovi naponi; $c=2\text{mm}$ sa unutrašnje strane cevi



Slika 7.50 Korak 25 - prodor, fon Mizesovi naponi; $c=2\text{mm}$, unutrašnja strana cevi

U nastavku biće razmatran i uticaj dužine početne prsline. U prethodnim simulacijama je inicijalna prsline bila u aksijalnom pravcu dužine $2a=200\text{mm}$, što je prilično velika dužina i vidi se da do otkaza cevi dolazi izuzetno brzo. U cilju razmatranja zamornog ponašanja za različite dimenzije prsline, kako u dubinu, tako i u dužinu, uzeta je početna dužina prsline od $2a=14\text{mm}$. Dubina na početku simulacije bila je $c=2\text{mm}$. Simulacija je urađena za 50 koraka, jer je procenjeno da će do tada doći do otvaranja prsline (prodora kroz zid cevi), što se i desilo u 32-om koraku. Dobijeni podaci koji prikazuju uticaj dužine prsline u aksijalnom pravcu prikazani su na Slici 7.51 i govore u prilog manjoj početnoj dužini prsline, pri kojoj je zamorni vek duži 9,4 puta (401104,3 ciklusa) nego pri dužini $2a=200\text{mm}$ (42635 ciklusa).

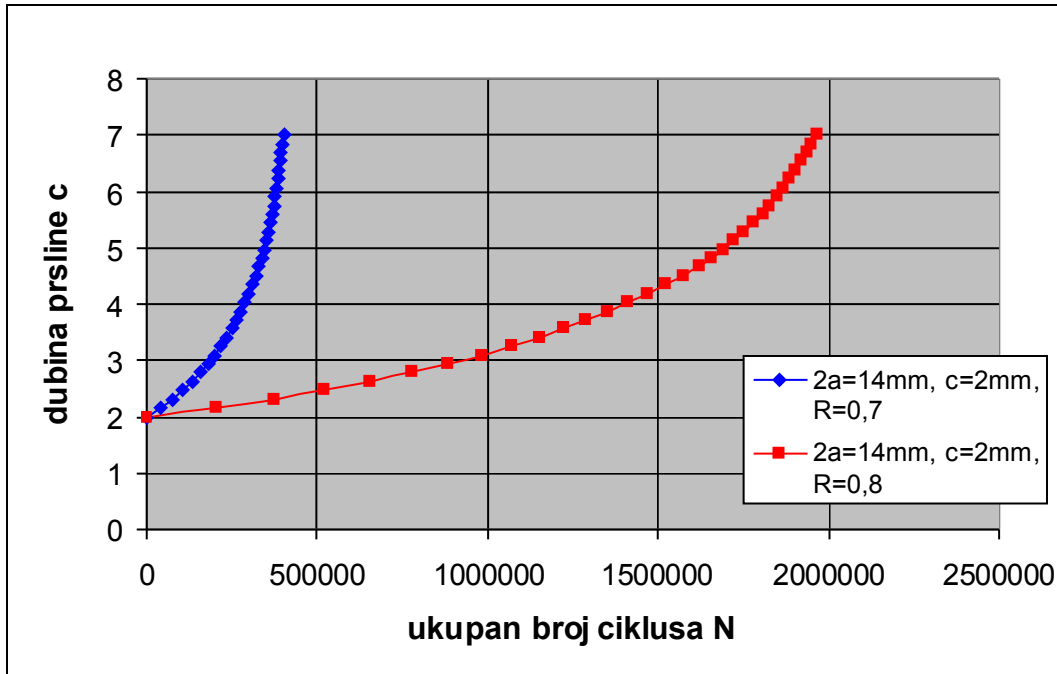


Slika 7.51 Uticaj dužine prsline u aksijalnom pravcu pri inicijalnoj dubini prsline od $c=2\text{mm}$ i za dve vrednosti dužine prsline u aksijalnom pravcu: $2a=14\text{mm}$ i $2a=200\text{mm}$.

Količnik $R=0,7$.

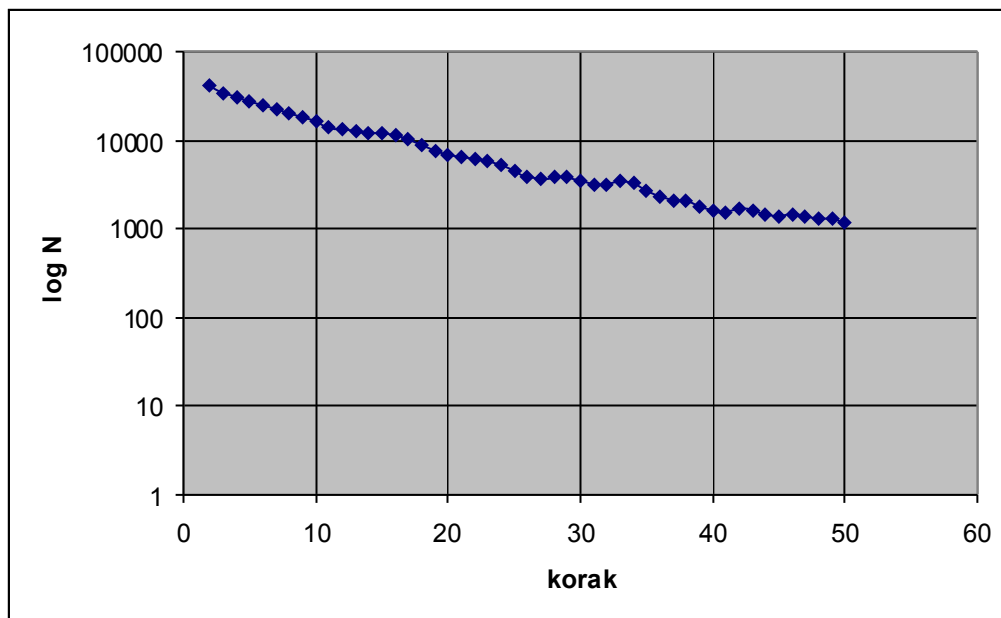
Simulacija za prslinu dužine $2a=14\text{mm}$ i dubine $c=2\text{mm}$ je takođe urađena za dve vrednosti količnika napona $R=0,7$ i $R=0,8$, a ovaj uticaj je prikazan na Slici 7.52. Pri $R=0,8$ do otvaranja prsline je potrebno je 1964394 ciklusa, što je 4,9 puta duži zamorni vek nego za istu takvu prslinu i količnik $R=0,7$.

Na Slici 7.53 prikazana je zavisnost broja ciklusa ($\log N$) za korake propagacije i početnu prslinu sa dimenzijama $c=2\text{mm}$ i $2a=14\text{mm}$, za $R=0,7$



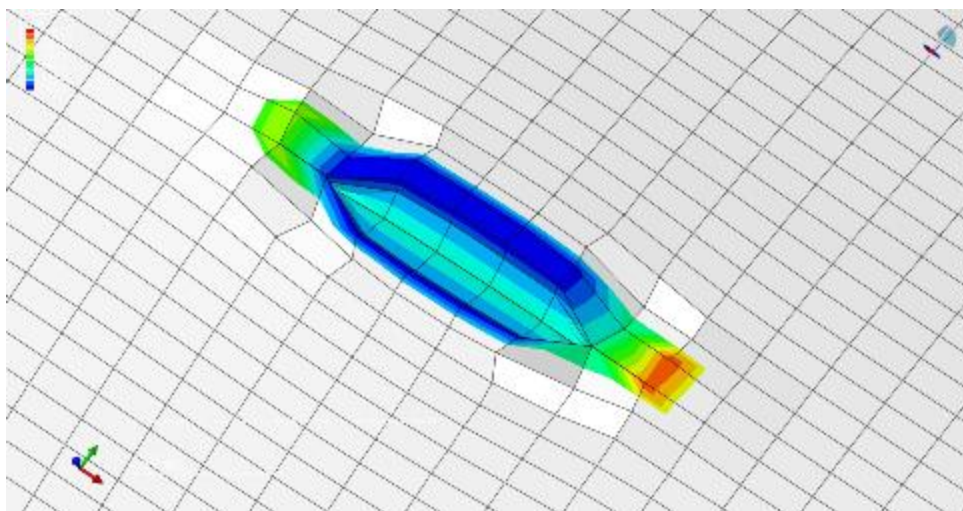
Slika 7.52 Uticaj količnika napona R pri inicijalnoj dubini prslina od $c=2\text{mm}$ i dužini prslina u aksijalnom pravcu $2a=14\text{mm}$

Kako se vidi, broj ciklusa N je u postepenom opadanju sa porastom broja koraka, što ide u prilog činjenici da prslina ravnomerno raste u svim pravcima, dok ne probije zid, a i nakon toga.

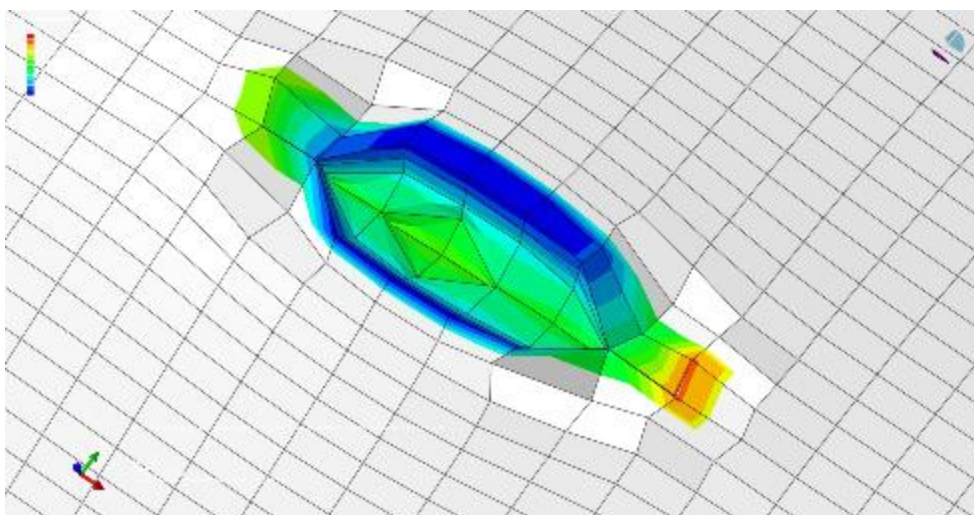


Slika 7.53 Dobijeni broj ciklusa ($\log N$) za korake propagacije pri početnim dimenzijama prslina $c=2\text{mm}$ i $2a=14\text{mm}$, za $R=0,7$

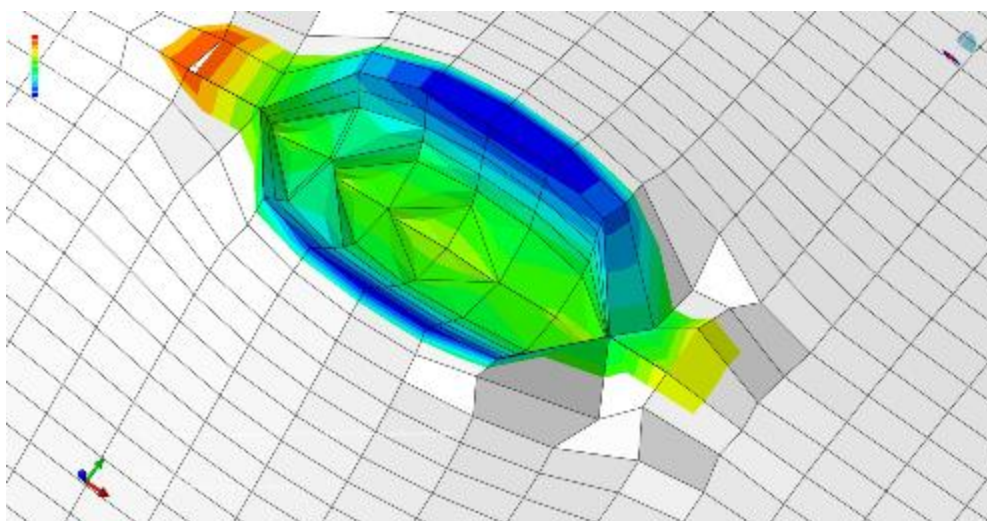
Na Slikama 7.54-7.59 prikazani su izgled mreže i naponi oko prslina početnih dimenzija $2a=14\text{mm}$ i $c=2\text{mm}$ u nekoliko karakterističnih koraka propagacije.



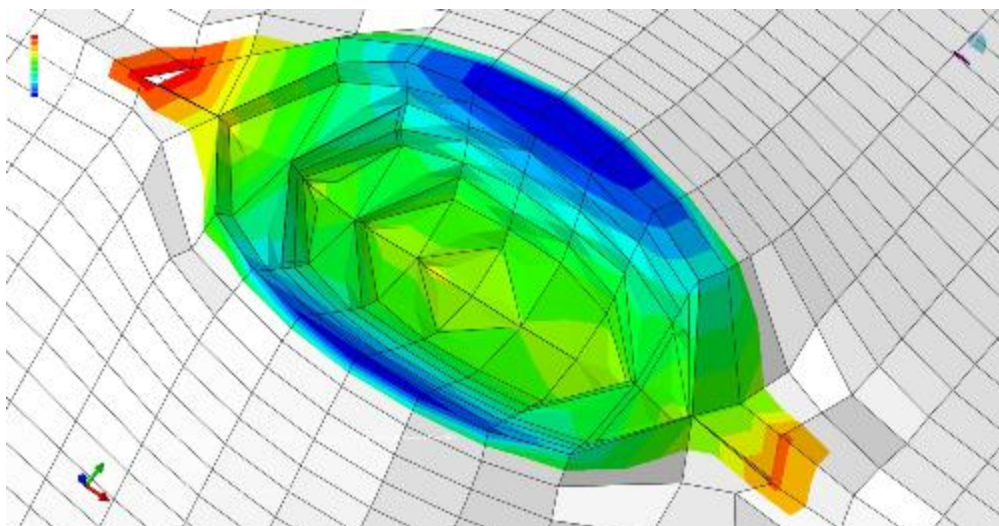
Slika 7.54 Korak propagacije 1 – otvaranje prsline



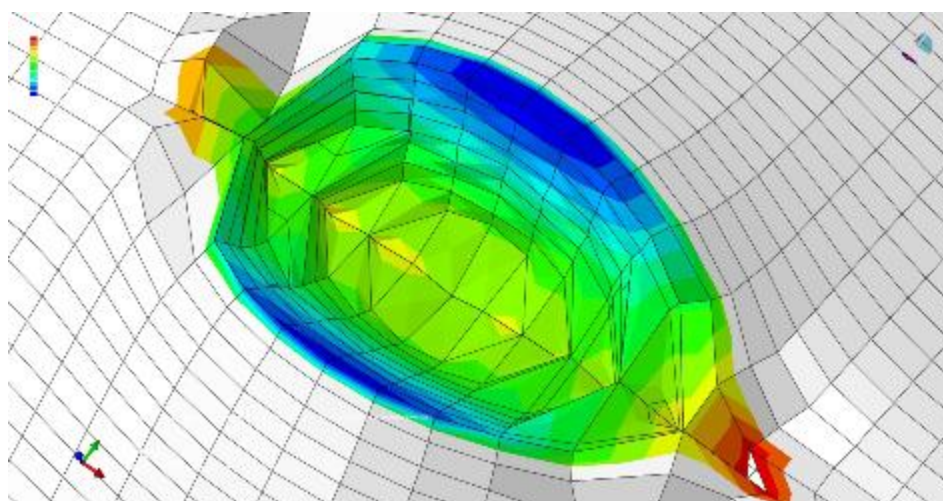
Slika 7.55 Korak propagacije 4



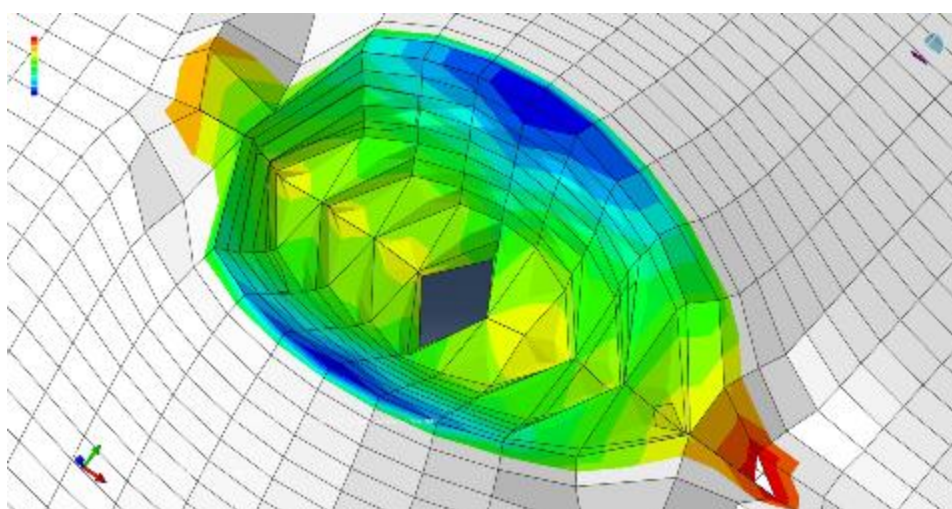
Slika 7.56 Korak propagacije 12



Slika 7.57 Korak propagacije 27

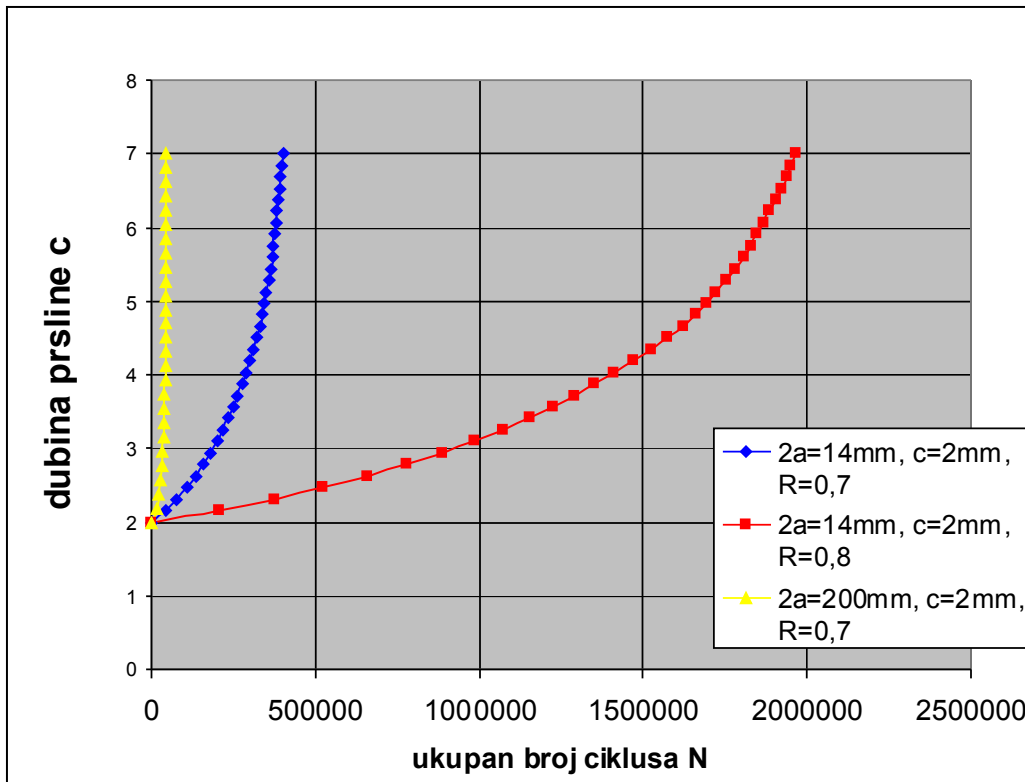


Slika 7.58 Korak propagacije 31



Slika 7.59 Korak propagacije 32 – prodor prsline kroz zid cevi

Na Slici 7.60 prikazani su uporedni rezultati dobijenih predviđanja zamornog veka za različite dužine (u aksijalnom pravcu) početnog oštećenja cevi i dve vrednosti količnika napona R . Može se primetiti sličan trend kad je u pitanju uticaj opsega napona i veličine oštećenja na preostali vek kao i u slučaju proračuna u odeljku 6.2, a to je da promena opsega napona ima značajniji uticaj od referentne veličine spoljašnjeg oštećenja. Naravno, broj ciklusa je ovde značajno manji, jer je u pitanju simulacija urađena za realnu konstrukciju i 3D prslinu.



Slika 7.60 Uporedni rezultati dobijenih predviđanja zamornog veka za različite dužine (u aksijalnom pravcu) početnog oštećenja cevi i dve vrednosti količnika napona R .

Ovde prikazani rezultati pokazuju mogućnost primene proširene metode konačnih elemenata – PMKE (*Extended Finite Element Method - XFEM*), kao jedne relativno nove metode, u trodimenzionalnoj simulaciji rasta zamorne prsline na geometriji tipa cevi.

Kako je prikazano u ovom poglavlju, problem procene integriteta i otpornosti prema zamornom lomu zavarenih cevi izrađenih od čelika povišene čvrstoće može da bude uspešno razmatran upotrebom proširene metode konačnih elemenata. Naravno, metoda je nova i još uvek zahteva da se potvrđuje kroz praksu, a ovde prikazani rezultati su doprinos ideji da se obimna, dugotrajna, skupa, a veoma često i teško izvodljiva eksperimentalna ispitivanja, mogu efikasno zameniti numeričkim simulacijama.

8. ZAKLJUČAK

Zamorni vek konstrukcije obuhvata period postepenog akumuliranja oštećenja tipa prsline u materijalu elementa konstrukcije u uslovima delovanja dinamičkog opterećenja. Ovaj period predstavlja proces nastanka i rasta zamorne prsline, sve do konačnog gubitka konstrukcije usled loma. Funkcionalnost i sigurnost u eksploataciji su dva bitna zahteva za uspešnu konstrukciju, pa se danas uz zahtev čvrstoće pri projektovanju, mora razmotriti i opasnost od loma, koja je u velikoj meri zavisna od osobina zavarenih spojeva kao potencijalnih nosilaca greške.

Ova disertacija imala je za cilj da istraži ponašanje u slučaju oštećenja usled zamora zavarenih cevi izrađenih od čelika API J55. Primenom parametara mehanike loma, dobijenih na osnovu eksperimentalnih istraživanja, izvršena je procena preostalog veka zaštitnih zavarenih cevi sa spoljašnjom aksijalnom površinskom prslinom, izrađenih od API J55 čelika. Analiziran je istovremeno uticaj opsega napona i vrednosti spoljašnjeg aksijalnog oštećenja na preostali zamorni vek, i prikazano je da je preostali zamorni vek osetljiviji na promene opsega napona nego referentne vrednosti spoljašnjeg oštećenja. Imajući u vidu predviđene uslove eksploatacije (povišeni pritisci i temperatura, kao i hemijski agresivna radna sredina), očekuje se znatno manji preostali zamorni vek zaštitnih zavarenih cevi nego dobijen proračunom.

Jedan od ciljeva ove disertacije bio je da se istraže nove metode numeričkog modeliranja rasta prsline, a dobijeni rezultati upravo pokazuju efikasnost primene proširene metode konačnih elemenata – PMKE (*Extended Finite Element Method - XFEM*), kao jedne relativno nove metode, u trodimenzionalnoj simulaciji rasta zamorne prsline koja je urađena na geometriji tipa cevi. Poređenjem numeričkih i eksperimentalnih rezultata za epruvetu od istog materijala od kog je i cev, API J55, uspešno je verifikovana ova nova metoda u određivanju zamornog veka. Primenom PMKE na geometriji tipa cevi predložena je nova metodologija u određivanju zamornog veka opreme pod pritiskom. Ova metodologija bi se sastojala iz definisanja numeričkog modela opreme koja se analizira, njenog izlaganja odgovarajućem spektru opterećenja, u zavisnosti od eksploatacionih uslova, procene broja ciklusa koji dovode do oštećenja, ili modeliranje prsline na određenom kritičnom mestu konstrukcije, praćenju njenog rasta kroz virtuelni

model i određivanju broja ciklusa opterećenja koji bi doveli do otkaza. Ovakva metodologija bi pomogla da se uspešno prate i protumače uticaji na preostali zamorni vek opreme pod pritiskom različitih pojava oštećenja, a pod uticajem širokog spektra opterećenja.

Kako je prikazano, problem procene integriteta i otpornosti prema zamornom lomu zavarenih cevi izrađenih od čelika povišene čvrstoće, razmatran u ovoj disertaciji, zahteva interdisciplinarno znanje iz raznih oblasti: mašinstva, inženjerstva materijala, mehanike loma, proširene metode konačnih elemenata. Rezultati dobijeni u okviru ove teze ukazuju na značajne mogućnosti primene numeričke simulacije, potpomognute eksperimentalnim istraživanjima, u analizi integriteta opreme pod pritiskom.

Takođe je pokazana prednost multidisciplinarnog pristupa analiziranju stanja opreme pod pritiskom i uspostavljanju efikasnih mera za obezbeđenje njenog integriteta. Ova multidisciplinarnost omogućila je celoviti pristup i ponudila odgovarajuća rešenja. Prikazana istraživanja u ovoj disertaciji su pokazala da upotrebom parametara mehanike loma i proširene metode konačnih elemenata postoji realna mogućnost da se obimna, dugotrajna, skupa, a veoma često i teško izvodiva eksperimentalna ispitivanja, mogu efikasno zameniti numeričkim simulacijama.

9. LITERATURA

- [1] API Spec 5CT, Specification 5CT/ISO 11960, *Specification for Casing and Tubing*, Eight Edition, Petroleum and Natural Gas Industries – Steel pipes for use as casing or tubing for wells, American Petroleum Institute, 2002.
- [2] Arsić M.: *Izbor čelika za izradu šavnih cevi*, Međunarodna konferencija "Zavarivanje 2001", Beograd, 2001, časopis "Zavarivanje i zavarene konstrukcije", Vol. 47 br. 1, 2002, str. 33 – 37.
- [3] Popović D.: *Konstrukcija i proračun aparata*, Mašinski fakultet, Beograd, 1976
- [4] Šarkočević Ž., Arsić M., Rakin M., Sedmak A., *Fabrication of high strength seam welded steel tubes and quality indicator testing*, Structural Integrity and Life, Vol.8, No. 2008, pp 81-98
- [5] Arsić M., Aleksić V., Šarkočević Ž.: *Uticao parametara zavarivanja na tvrdoću zavarenih spojeva šavnih cevi od čelika povišene čvrstoće*, časopis "Procesna tehnika", br. 1, 2002, str.
- [6] Ž. Šarkočević, M. Arsić, Lj. Lazić Vulićević, Z. Savić, *Mehaničke osobine zavarenih cevi izrađenih visokofrekventnim postupkom zavarivanja od čelika API J55*, Zavarivanje i zavarene konstrukcije (4/2010), str. 137-142
- [7] Arsić M., Šarkočević Ž., Aleksić V., Burzić Z.: *Uticao unete količine toplote pri zavrivanju na žilavost metala šava cevi izrađenih od čelika povišene čvrstoće*, Međunarodno savetovanje o dostignućima elektro i mašinske industrije "DEMI 2003", Banja Luka, 2003, str. 159-164.
- [8] Arsić M., Nikolić M., Ćirković B., Aković R.: *Analiza kvaliteta zavarenih spojeva u procesu proizvodnje zavarenih cevi*, Međunarodno savetovanje Zavarivanje '94 „Aktuelni trendovi u zavarivanju i srodnim postupcima", Novi Sad, 1994, 129 – 132.
- [9] Šarkočević Ž., Sedmak A., Arsić M., Aleksić V., Zrilić M.: *Kontrola i ispitivanje zavarenih spojeva šavnih cevi od čelika povišene čvrstoće*, Savetovanje "IBR 2000 – Standardizacija, obrazovanje, sertifikacija, praksa i razvoj", Zlatibor, 2000, str. 67-71

- [10] Ž. Šarkoćević, M. Arsić, M. Mladenović, M. Rakin, B. Međo, Z. Radaković: *Utacaj grešaka u izradi i oštećenja u eksploataciji cevi na pouzdanost bušotina i životnu sredinu*, III međunarodni naučno-stručni skup, Žabljak, 2010.
- [11] API Spec 5L, American Petroleum Institute, *Specification for Line Pipe*, 2009.
- [12] M. Arsić, Projekat: *Istraživanje i razvoj metoda za ocenu integriteta i pouzdanosti zavarenih cevi u naftnoj industriji*, EVB 14014-TR, Ministarstvo za nauku i tehnološki razvoj RS, 01.04.2008 – 31.03.2010.
- [13] C.E. Inglis, *Stresses in a plate due to the presence of crack and sharp corners*, Proc. Inst. Naval Arch. 55:219-241, 1913
- [14] A.A.Griffith, *The phenomena of rupture and flow in solids*. Phil. Trans. Roy. Soc. London. A, 221: 163-198, 1920.
- [15] G.R.Irwin, J.A.Kies, *Fracturing and fracture dynamics*, Welding Journal, Res. Sup. 31(2): 95-100, 1952
- [16] G.R.Irwin, J.A.Kies, *Critical energy rate analysis of fracture strength*, Welding Journal, Res. Sup. 33(4): 193-198, 1954
- [17] G.R.Irwin, *Plastic zone near a crack and fracture toughness*. Proc. 7th Sagamore Research Conf. on Mechanics & Metals Behavior of Sheet Material. Vol. 4, 463–478. Racquette Lake, NY, 1960.
- [18] D.S.Dugdale, *Yielding of steel sheets containing slits*, J. Mechanics Physics of Solids. 8: 100-104, 1960
- [19] A.A.Wells, *Application of fracture mechanics at and beyond general yielding*. British Welding Journal 11: 563–570, 1963.
- [20] J.R.Rice, *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks*. J. Appl. Mech. 35, pp. 379–386, 1968.
- [21] P.C.Paris, R.E.Gomez, W.E.Anderson, *A rational analytic theory of fatigue*, *The Trend in Engineering*, 13(1), pp 9-14, University of Washington, 1961
- [22] M.O.Speidel, *Theory of stress corrosion cracking in alloys*, In J.C.Scully (ed.) NATO Scientific Affairs Division, Brussels, 345-354, 1970
- [23] J.D.Landes, J.A.Begley, *A fracture mechanics approach to creep crack growth* ASTM STP 590, ASTM, Philadelphia, PA, 1976, pp. 128-148.
- [24] T. L. Anderson, *Fracture Mechanics-Fundamentals and applications*, CRC Press, USA, 1994
- [25] Broek, D., *Elementary engineering fracture mechanics, 3rd printing*, Martinus

- Nijhoff Publishers; Hague, The Netherlands, 1984.
- [26] E.Orowan, *Energy criteria of fracture*. Welding Journal. Res. Sup. 34(3). 1955. 157s –160s.
- [27] H.Tada, P.C.Paris, G.R.Irwin, *The Stress Analysis of Crack Handbook*, Del Research Corporation, Hellertown, Pennsylvania, 1973.
- [28] R.W.Hertzberg, *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*, John Wiley & Sons, New York, 1996.
- [29] ASTM E399–89, *Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 04.01. p. 522. 1986
- [30] A.Sedmak, *Primena mehanike loma na integritet konstrukcija*, Monografija, Mašinski fakultet Beograd, 2003.
- [31] G.P.Cherepanov, *Crack propagation in continuous media*, Journal of Appl. Math. Mechs, Vol. 31, 3, p. 504 (1967).
- [32] J.D.Eshelby, *The Continuum Theory of Lattice Defects*. Solid State Physics, Vol. 3, Academic Press, New York, (1956).
- [33] J.W.Hutchinson, *Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, p. 13 (1968).
- [34] J.R.Rice, G.F.Rosengren, *Plain Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, p. 1 (1968).
- [35] J.A.Begley, J.D.Landes, *The J integral as a Fracture Criterion*, ASTM STP 514, ASTM, Philadelphia, PA, 1972, pp. 1-20.
- [36] J.A.Harris Jr, *Engine component retirement for cause*, Vol. 1, Executive Summary, AFWAL-TR-87-4609, Wright-Patterson Air Force Base, Ohio, 1987
- [37] R. Labens, *Mehaničke osnove tehničkih propisa za proračun debljine zida sudova pod pritiskom*, II Međunarodna Letnja Škola Mehanike Loma, ured. S. Sedmak, Institut GOŠA-TMF Beograd, 1992, str.17
- [38] Đ. Drobnjak, *Primena mehanike loma – izbor čelika za sud pod pritiskom*, II Međunarodna Letnja Škola Mehanike Loma, ured. S. Sedmak, Institut GOŠA-TMF Beograd, 1992, str.267
- [39] K.Gerić, *Pojava i rast prslina u zavarenim spojevima čelika povišene čvrstoće*, Doktorska disertacija, TMF, Beograd, 1997

- [40] R. Prokić-Cvetković, *Analiza uticaja sastava mešavina gasova na strukturne promene i svojstva metala šava mikrolegiranih čelika*, Doktorska teza, Mašinski fakultet Beograd, 2000
- [41] R. Prokić-Cvetković, A. Milosavljević, A. Sedmak, Z. Burzić, *Uticaj unete količine toplote pri zavarivanju na žilavost metala šava mikrolegiranih čelika*, Zavarivanje i zavarene konstrukcije, No. 3, 2000.
- [42] N. Gubelj, *The effect on strength mis-match on welded joint fracture behavior*, Doktorska teza, Tehniška fakulteta, Univerza u Mariboru, 1998.
- [43] R.P.Harrison et al, *Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects*, CEGB Report, R/H/R6, CEGB, United Kingdom, 1976.
- [44] Čulafić P.: *Uvod u mehaniku loma*, Mašinski fakultet Podgorica, 1999
- [45] S.Sedmak, Z. Radaković, J. Lozanović, *The Challenge of Materials and Weldments*, Structural Integrity and Life Assessment, MF, DIVK, TMF and GOŠA, 2008
- [46] Terzić P., *Ispitivanje metala*, Univerzitet u Beogradu, TMF, Beograd, 1988.
- [47] ASTM E466-82, *Standard Practice for Conducting Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, p. 571, 1986.
- [48] Božić Ž, *Dinamička čvrstoća tankostjenih konstrukcija*; skripta; Fakultet strojarstva i brodogradnje u Zagrebu, 2010.
- [49] M.C.Y. Niu, *Airframe Stress Analysis and Sizing*, Technical Book Co; 1 edition, HK, 1997
- [50] M.C.Y. Niu., *Airframe Structural Design*, Technical Book Co, Hong Kong, 1988.
- [51] Broek, D., *The practical use of fracture mechanics*, Kluwer Academic Publishers; Dordrecht, The Netherlands, 1989.
- [52] P. C. Paris, and F. Erdogan, *A Critical Analysis of Crack Propagation Laws*, Trans. ASME, Journal Basic Eng., Vol. 85, No. 4, p. 528
- [53] P. C. Paris, and G. C. Sih, *"Stress Analysis of Cracks, Fracture Toughness Testing and its Application"*, STP 381, p. 30-83.
- [54] E. K. Walker, *An Effective Strain Concept for Crack Propagation and Fatigue With Specific Application to Biaxial Stress Fatigue*, AFFDL-TR-70-144, p. 225-233, 1970.
- [55] R. G. Forman, V. E. Kearney, R. M. Engle, *Numerical Analysis of Crack*

- Propagation in Cyclic-Loaded Structures*, Trans. ASME, Journal Basic Eng., Vol.89, No.3, p. 459, 1997.
- [56] M. Klesnil, P. Lukas, *Influence of strength and stress history on growth and stabilization of fatigue cracks*, Eng. Fract. Mech. 4, 77-92, 1973
- [57] K. Tanaka, *Fatigue crack propagation*, Comprehensive Structural Integrity, Vol.4: Cyclic Loading and Fatigue, Elsevier Pergamon, 2003, pp 95-127
- [58] O.E.Wheeler, *Spectrum loading and crack growth*, ASME Paper No. 71, 1998
- [59] D.Broek, R.C.Rice, *Prediction of fatigue crack growth in railroad rails*, SAMPE, Nat. Symp. Vol.9, pp.392-408, 1977.
- [60] D.Broek, S.H. Smith, *Fatigue crack growth prediction under aircraft spectrum loading*, Eng. Fract. Mech, 11, pp.123-142,1979.
- [61] M. M. Ratwani, D. P. Wilhem, *Factors Affecting Residual Strength Prediction of a Cracked Aircraft Structure*, Journal of Aircraft, Vol. 61, No. 3, p. 209-214, 1979.
- [62] M. M. Ratwani, D. P. Wilhem, *Development and Evaluation of Methods of Plane Stress Fracture Analysis a Technique for Predicting Residual Strength of Structure*, AFFCLTR-73-42, Part II, Vol. 1, 1975.
- [63] M. M. Ratwani, *Primena mehanike loma pri projektovanju konstrukcija*, Monografija, Uvod u mehaniku loma I konstruisanje sa sigurnošću od loma, Medunarodna letnja škola Mehanike loma, Smederevska Palanka, str. 169-202, 1980
- [64] J. P. Gallagher, H. D. Stalnaker, Journal of Aircraft, Vol. 12, No. 9, p. 699, 1975.
- [65] K. Schwalbe, *Bruchmechanik metalischer Werkstoffe*, Carl Hauser Verlag, München, 1980
- [66] M.M. Ratwani, D. P. Wilhem, *Application of Residual Strength Prediction Technique to Complex Aircraft Structure*, AFFCL-TR-73-42, Part III, 1975.
- [67] A. Nathan et al. *The effect of thickness on crack growth rate*, The 14th symposium of on aeronautical fatigue (ICAF), 1987.
- [68] R.O Ritchie, *Fatigue of Brittle Materials*, Comprehensive Structural Integrity, Vol.4: Cyclic Loading and Fatigue, Elsevier Pergamon, 2003, pp 359-388
- [69] Ewalds, H. L. and Wanhill, R. J. H. *Fracture Mechanics*, Edward Arnold, Delfts Integers Maatschoppij, Delf, 1984.
- [70] Bishop N., Sherratt F., *Finite Element Based Fatigue Calculation*, The

- International Association for the Engineering Analysis Community, 2000
- [71] Grbović A., Rašuo B., Perić M., *Simulation of Crack Propagation in Titanium Mini Dental Implants (MDI)*, FME Transactions, Volume 39, No 4, 2011, pp. 165-170.
- [72] Grbović A., *Istraživanje zamornog veka nosećih strukturalnih elemenata izraženih od super legura*, Doktorska disertacija, Mašinski fakultet Beograd 2012.
- [73] http://www.cfg.cornell.edu/software/franc2d_casca.htm
- [74] Belytschko T., Black T., *Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 45, No. 5, 1998, pp. 601-620.
- [75] Jovičić G., Živković M., Vulović S., *Proračunska mehanika loma i zamora*, Mašinski fakultet, Kragujevac, 2011.
- [76] Belytschko T., Lu Y. Y., Gu I. L., *Element-free Galerkin methods*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 37, 1994, pp. 229-256.
- [77] Moës N., Dolbow J., Belytschko T., *A finite element method for crack growth without remeshing*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 46, No 1, 1999, pp.131-150.
- [78] Sukumar N., Prévost J.H., *Modeling quasi-static crack growth with the extended finite element method, Part I: Computer implementation*, International Journal of Solids and Structures, Vol. 40, No. 26, 2003, pp. 7513-7537.
- [79] Huang R. Sukumar N., Prévost J.H., *Modeling quasi-static crack growth with the extended finite element method, Part II: Numerical applications*, International Journal of Solids and Structures, Vol. 40, No. 26, 2003, pp. 7539-7552.
- [80] Sukumar N., Moës N., Moran B., Belytschko T., *Extended finite element method for three-dimensional crack modeling*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 48, No. 11, 2000, pp. 1549-1570.
- [81] Gravouil A. Moës N., Belytschko T., *Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets - Part II: Level set update*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 53, No. 11, 2002; pp. 2569-2586.
- [82] Moës N., Gravouil A., Belytschko T., *Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets - Part I: Mechanical model*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 53, No. 11, 2002; pp. 2549-

- 2568.
- [83] Zi G., Chen H., Xu J., Belytschko T., *The extended finite element method for dynamic fractures*, Shock and Vibration, Vol. 12, No. 1, 2005, pp. 9-23.
- [84] Fleming M., Chu Y. A., Moran B., Belytschko T., *Enriched element-free Galerkin methods for crack tip fields*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 40, No. 8, 1997, pp. 1483-1504.
- [85] Saouma V. E., *Lecture Notes in Fracture Mechanics*, CVEN-6831, Dept. of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Univ. of Colorado, 2000.
- [86] Šumarac D., Krajčinović D., *Osnovi mehanike loma*, Naučna knjiga, Beograd, 1990.
- [87] Mohammadi S., *Extended finite element method for fracture analysis of structure*, Blackwell Publishing Ltd., Oxford, UK, 2008.
- [88] Elguedj T., Gravouil A., Combescure A., *A mixed augmented Lagrangian-extended finite element method for modeling elastic-plastic fatigue crack growth with unilateral contact*, International Journal for Numerical Methods in Engineering; Vol. 71, No. 13, 2007, pp. 1569-1597.
- [89] Stolarska M., Chopp D. L., Moës N., Belytschko T., *Modelling crack growth by level sets in the extended finite element method*, International Journal for Numerical Methods in Engineering Vol. 51, No. 8, 2001, pp. 943-960.
- [90] Cherepanov G.P., *The propagation of cracks in a continuous medium*, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, Vol. 31, No. 3, 1967, pp. 503-512
- [91] Westergaard I., *Bearing pressures and cracks*, Journal of Applied Mechanics, Vol. 6, No. 1, 1939., pp. 49-53.
- [92] Williams M., *On the stress distribution at the base of a stationary crack*, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, No. 1, 1957., pp. 109-114.
- [93] Nuismer R. J., *An energy release rate criterion for mixed mode fracture*, Int. J. Fract. Vol. 11, No. 2, 1975, pp. 245-250.
- [94] Sih G. C., *Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems*, International Journal of Fracture, Vol. 10, No. 3, 1974., pp. 305-321.
- [95] Liu Y., Mahadevan S., *Threshold stress intensity factor and crack growth rate prediction under mixed-mode loading*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 74, No. 3, 2007, pp. 332-345
- [96] Erdogan F., Sih G. C., *On the crack extension in plates under plane loading and*

- traverse shear*, Journal of Basic Engineering, Vol. 85, 1963, pp. 519-525.
- [97] Richard H. A., Fulland M., Sander M., *Theoretical crack path prediction*, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 28, No. 1-2, 2005., pp.3-12.
- [98] Yan X., Zhang Z., *Mixed mode criteria for the materials with different yield strength in tension and compression*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 42, No. 1, 1992, pp. 109-116.
- [99] Rhee H., Salama M., *Mixed-mode stress intensity factors solutions for a warped surface flaw by three-dimensional finite element analysis*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 28, No. 2, 1987, pp. 203-209.
- [100] Tanaka K., *Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tension axis*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 6, No. 3, 1974, 493-507.
- [101] <http://www.3ds.com/products/simulia/portfolio/abaqus/latest-release/>
- [102] Xiaoping H., Moan T., Weicheng C., *An engineering model of fatigue crack growth under variable amplitude loading*, International Journal of Fatigue, Vol. 30, No. 1, 2008, pp. 2-10.
- [103] Kumar V and German MD., *Elastic-plastic fracture analysis of through-wall and surface flaws in cylinders*. EPRI Report, NP-5596, 1988.
- [104] Zahoor A., *Ductile fracture handbook*. Novetech Corp, 1991.
- [105] R6: *Assessment of the integrity of structures containing defects*, revision 4. British Energy Generation Ltd., 2001.
- [106] ASME, *Rule for in-service inspection of nuclear power plant components - ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI* (1996).
- [107] API, *API RP579 - Recommended Practice for Fitness-For-Service*, American Petroleum Institute, 2000.
- [108] Miller AG., *Review of limit loads of structures containing defects*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1988; 32:191-327.
- [109] Jones MR. & Eshelby JM., *Limit solutions for circumferentially cracked cylinders under internal pressure and combined tension and bending*, Nuclear Electric Report TD/SID/REP/0032, 1990.
- [110] Delfin P., *Limit load solutions for cylinders with circumferential cracks subject to tension and bending*, SAQ/FoU Report 96/95, SAQ Kontroll AB, Stockholm, Sweden, 1998.

- [111] Raju I.S., Newman J.C., *Stress-intensity factors for internal and external surface cracks in cylindrical vessels*, Journal of Pressure Vessel Technology, 1982; 104:293-298
- [112] Bergman M., *Stress intensity factors for circumferential surface cracks in pipes*, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 1995; 18:1155-1172.
- [113] Fett T., Munz D., *Stress Intensity Factors and Weight Functions*, Computational Mechanics Publications, 1997.
- [114] Kim YJ, Kim JS, Kim YJ., *Non-linear fracture mechanics analyses of part circumferential surface cracked pipes*, Internal Journal of Fracture, 2002; 116:347-37
- [115] Kim YJ, Kim JS, Park YJ, Kim YJ., *Elastic-Plastic Fracture Mechanics Method for Finite Internal Axial Surface Cracks in Cylinders*, Engineering Fracture Mechanics, 2004; 71:925-944.
- [116] Park JS, Kim KH, Park SH., Lee CS. *A microstructural model for predicting high cycle fatigue life of steels*, International Journal of Fatigue, 2005; 27:1115-1123.
- [117] Fatemi A, Zeng Z., Plaseied A., *Fatigue behavior and life prediction of notched specimens made of QT and forged microalloyed steels*, International Journal of Fatigue, 2004; 26:663-672.
- [118] Li B, Reis L., Freitas M., *Simulation of cyclic stress/strain evolutions for multiaxial fatigue life prediction*, International Journal of Fatigue, 2006; 28:451-458.
- [119] Molent L, Jones R, Barter S. and Pitt S., *Recent development in fatigue crack growth assessment*, International Journal of Fatigue, 2006; 28(12):1759-1768.
- [120] Xinqiang WU, Yasuyuki KS, Lee G., Kim S., *Hydrogen-Involved tensile and cyclic deformation behavior of low-alloy pressure vessel steel*, Metallurgical and Materials Transaction A., 2004; 35A (5):1477-1485.
- [121] Pavankumar T, Samal M, Chattopadhyay J, Dutta B., Kushwaha E., *Transferability of fracture parameters from specimens to component level*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2005; 82:386-399.
- [122] Erent Eason D, Edward Nelson E., Gilman D., *Modeling of fatigue crack growth rate for ferritic steels in light water reactor environments*, Nuclear Engineering and Design, 1988; 184:89-111.

- [123] Savaidis A, Savaidas G. and Zhang Ch. *Elastic-plastic FE analysis of a notched cylinder under multiaxial nonproportional fatigue loading with variable amplitude*, Computers & Structure, 2002; 80:1907-1918.
- [124] ASTM A370-94, *Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products*, 1994.
- [125] ASTM E813-89, *Standard test method for J_{Ic} , A measure of fracture toughness*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01., 1993.
- [126] ASTM E1820-99, *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*, Annual Book of ASTM Standards,
- [127] ASTM E647-95, *Standard test method for constant-load-amplitude fatigue crack growth rates*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, 1995.
- [128] Lazić Vulićević, Lj., Šarkoćević, Ž., Arsić, M., Sedmak, A., Rakin, M., Burzić, Z., Medjo, B.: *Integrity Assessment of Welded Casing Pipes in Oil Well made of API J55 Steel by High Frequency Welding*. III International Conference Industrial Engineering And Environmental Protection 2013 (IIZS 2013), October 30st, 2013, Zrenjanin, Serbia
- [129] Sedmak, A.; Berković, M.; Savović, N. *Numerical analysis of surface crack problems in pressure vessels*, Structural Integrity and Life. 4, 2(2004), pp. 91-100.
- [130] Lj. Lazić Vulićević, M. Arsić, Ž. Šarkoćević, A. Sedmak, M. Rakin, *Structural Life Assessment of Oil Rig Pipes Made of API J55 Steel by High Frequency Welding*, Technical Gazette, Vol.20, 6(2013), 1091-1094
- [131] Lj. Lazić Vulićević, A. Grbović, A. Sedmak, A. Rajić, *The Extended Finite Element Method in Fatigue Life Predictions of Oil Well Welded Pipes Made of API J55 Steel*, IV International Conference Industrial Engineering And Environmental Protection 2013 (IIZS 2013), October 30st, 2013, Zrenjanin, Serbia

BIOGRAFSKI PODACI AUTORA

Ljubica M. Lazić Vulićević rođena je u Zrenjeninu 1970. godine, gde je završila osnovnu školu i Gimnaziju, matematički smer.

Mašinski fakultet u Beogradu upisala je 1989. godine. Diplomirala je 1995. godine, na smeru Vazduhoplovstvo, sa prosečnom ocenom 8,28 i ocenom na diplomskom 10.

Magistrirala je na Mašinskom fakultetu u Beogradu 2006. godine, na smeru Vazduhoplovstvo. Tema magistarske teze bila je: „Mogućnosti usporavanja rasta naprsline u vazduhoplovnoj strukturi“ iz predmeta Čvrstoća letelice.

Od 1995. godine zaposlena je u Visokoj tehničkoj školi u Zrenjaninu na mestu stručnog saradnika na predmetima: Mehanika, Tehničko crtanje sa nacrtom geometrijom, Mašinski elementi sa osnovama konstruisanja, Otpornost materijala, Merenje i kontrola. U zvanju predavača više škole je od 2001. godine. Od 2007. godine radi kao predavač strukovnih studija na Visokoj tehničkoj školi strukovnih studija u Zrenjaninu, gde je i danas, sa angažmanom na predmetima Tehnički materijali i Mehanika.

Stekla je zvanje međunarodnog inženjera za zavarivanje (IWE) 2012. godine.

Znanje svetskih jezika: engleski i nemački.

Udata je i ima dvoje dece.

Živi u Beogradu.

Прилог 1.

Изјава о ауторству

Потписани-а Лјубица Лазић Вулићевић

број уписа _____

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

ОТПОРНОСТ ПРЕМА ЗАМОРНОМ ЛОМУ ЗАВАРЕНИХ ЦЕВИ ОД ЧЕЛИКА

ПОВИШЕНЕ ЧВРСТОЋЕ

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

У Београду, 05.02.2015. године

Потпис докторанда

Лјубица Вулићевић

Прилог 2.

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Љубица Лазић Вулићевић

Број уписа _____

Студијски програм _____

Наслов рада ОТПОРНОСТ ПРЕМА ЗАМОРНОМ ЛОМУ ЗАВАРЕНИХ ЦЕВИ ОД
ЧЕЛИКА ПОВИШЕНЕ ЧВРСТОЋЕ

Ментор проф. др Александар Седмак

Потписана Љубица Лазић Вулићевић

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

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

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

Потпис докторанда



У Београду, 05.02.2015.године

Прилог 3.

Изјава о коришћењу

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

ОТПОРНОСТ ПРЕМА ЗАМОРНОМ ЛОМУ ЗАВАРЕНИХ ЦЕВИ ОД ЧЕЛИКА

ПОВИШЕНЕ ЧВРСТОЋЕ

која је моје ауторско дело.

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

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

1. Ауторство

2. Ауторство - некомерцијално

3. Ауторство – некомерцијално – без прераде

4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима

5. Ауторство – без прераде

6. Ауторство – делити под истим условима

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

Потпис докторанда

У Београду, 05.02.2015.год.