

UNIVERZITET U BEOGRADU

Bojan I. Međo

**Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih
spojeva niskolegiranog čelika**

- doktorska disertacija -

Beograd, 2012.

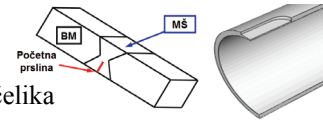
UNIVERSITY OF BELGRADE

Bojan I. Međo

**Local approach to ductile fracture of
low alloy steel welded joints**

- Doctoral Dissertation -

Belgrade, 2012



Podaci o mentorima i članovima komisije

Mentori:

Prof. dr Marko Rakin

vanredni profesor, Univerzitet u Beogradu, Tehnološko-metalurški fakultet

Prof. dr Aleksandar Sedmak

redovni profesor, Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet

Članovi komisije:

Prof. dr Nenad Gubeljak

redovni profesor, Univerzitet u Mariboru, Mašinski fakultet

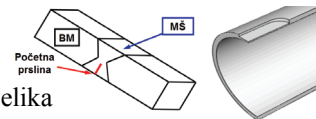
Dr Miodrag Arsić

naučni savetnik, Institut za ispitivanje materijala Srbije IMS, Beograd

Prof. dr Taško Maneski

redovni profesor, Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet

Datum odbrane: _____



Izjave zahvalnosti

Želim da se zahvalim prof. dr Marku Rakinu, mentoru doktorske disertacije, na pomoći pri izradi disertacije, prenetom znanju i iskustvu, kao i na stalnoj podršci tokom prethodnih godina. Mentor prof. dr Aleksandru Sedmaku, koji je bio i član komisije za odbranu mog magistarskog rada, dugujem veliku zahvalnost za dugogodišnju podršku.

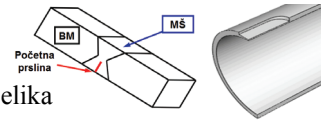
Prof. dr Nenadu Gubeljaku se zahvaljujem na velikoj pomoći, posebno u delu eksperimentalnih ispitivanja povezanih sa ovom disertacijom, kao i odličnoj saradnji tokom proteklih pet godina. Dr Miodragu Arsiću sam takođe zahvalan za odličnu saradnju koja je rezultirala objavljivanjem većeg broja radova koji se bave integritetom oštećenih cevovoda, od kojih su neki direktno povezani sa ovom disertacijom. Zahvaljujem se prof. dr Tašku Maneskom na pomoći i korisnim sugestijama u delu eksperimentalnih ispitivanja praćenih stereometrijskim merenjem deformacija.

Prof. dr Miloradu Zriliću se zahvaljujem na pomoći u eksperimentalnim ispitivanjima, kao i za nebrojene diskusije tokom proteklih 5 godina. Prof. dr Slaviši Putiću dugujem zahvalnost za odličnu saradnju i podršku tokom izrade disertacije i nekoliko radova. Mr Ivani Cvijović Alagić (za koju se nadam da će steći zvanje doktora nauka ubrzo nakon odbrane ove disertacije) zahvalan sam za veliku pomoć iz oblasti mikrostrukturne analize, kao i brojne diskusije koje su doprinele poboljšanju ove disertacije. Dr Zorici Kovačević veliko hvala za pomoć u izradi i analizi dela mikrofotografija zavarenih spojeva.

Prof. dr Zhiliang Zhangu sa NTNU-a sam izuzetno zahvalan za korišćenje UMAT korisničkog potprograma za model CGM, čiji je autor. U različitim fazama izrade disertacije, imao sam priliku da sa dr Dirkom Steglichom, dr Ingom Scheiderom, doc. dr Jožefom Predanom i prof. dr Dražanom Kozakom raspravljam o problemima numeričke i eksperimentalne analize elasto-plastičnog ponašanja materijala i razvoja oštećenja, na čemu sam im veoma zahvalan.

Prof. dr Jovi Jariću, uz koga sam stekao prva znanja iz mehanike kontinuuma, dugujem veliku zahvalnost za preneseno znanje, ali još više za izuzetnu ličnu podršku tokom proteklih godina. Prof. dr Stojanu Sedmaku dugujem zahvalnost pre svega za priliku da objavim koautorski rad u monografiji letnje škole mehanike loma, i to u ranoj fazi izrade doktorske disertacije.

Dr Živčetu Šarkoćeviću se zahvaljujem na odličnoj saradnji tokom proteklih 5 godina, koja je kao rezultat dala nekoliko radova u časopisima i zbornicima radova se konferencija. Takođe, za korisne diskusije zahvalan sam dr Katarini Čolić, dr Darku Veljiću i Bashiru Youniseu. Mentor moje magistarske teze, prof. dr Dubravki Mijuci, zahvalan sam jer me je uvela u svet računске mehanike. Zahvalnost dugujem i recenzentima radova povezanih sa disertacijom, čiji komentari su mi u nekoliko navrata pomogli da na drugačiji način sagledam pojedine probleme.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Veliko hvala kolegamicama Ivani Damnjanović (koja se prezivala Dimić do pred sam kraj izrade ove disertacije) i Nataši Tomović za odličnu saradnju i pomoć u izradi disertacije.

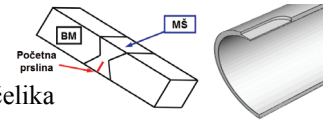
Ova disertacija je bila deo istraživanja u okviru projekata osnovnih istraživanja Ministarstva za nauku Republike Srbije ON 144027 i ON 174004 (rukovodilac oba projekata prof. dr Marko Rakin), kao i projekta tehnološkog razvoja TR 35002 (rukovodilac dr Miodrag Arsić). Zahvaljujem se kolegama iz Laboratorije za primenu računara u nauci Instituta za fiziku u Beogradu (rukovodilac prof. dr Aleksandar Belić), koja je u periodu 2005. - 2011. godine za Univerzitet u Beogradu obezbedila resurse za rad licenciranog programskog paketa Abaqus, korišćenog u ovoj disertaciji.

Mojim roditeljima, Iliji i Spomenki, i supruzi Milici zahvaljujem na velikom strpljenju i podršci koju su mi pružali tokom izrade disertacije, a naravno i u svemu ostalom što radim. Našoj maloj Bojani posvećujem ovaj rad (kao, uostalom, i sve buduće radove).

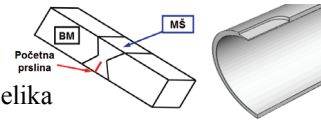
u Beogradu, decembar 2012. godine

Bojan Međo

B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



*Bojani
i
mojoj majci*



Strane sa podacima o doktorskoj disertaciji (na srpskom jeziku):

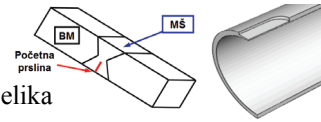
Naslov doktorske disertacije: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Rezime

Predmet disertacije je analiza nastanka žilavog loma i stabilnog rasta prsline mehanizmom žilavog loma u niskolegiranom čeliku i zavarenim spojevima primenom lokalnog pristupa. Razmatrani su spojevi koji sadrže jedan ili dva metala šava, od kojih jedan ima manju (*undermatch* - *UM*), a drugi veću (*overmatch* - *UM*) čvrstoću od osnovnog materijala. Ispitivane su epruvete za savijanje u tri tačke (SENB) sa početnom prslinom u metalu šava kod svih spojeva. Početna prslina kod spojeva sa dva metala šava imala je tri različita položaja: samo u *overmatch* delu, samo u *undermatch* delu, ili kroz oba metala šava - po celoj debljini spoja. Takođe, analiziran je razvoj oštećenja u šavnim cevima bez početne prsline, sa koncentраторom napona tipa zarez. Ovakva geometrija je aproksimacija cevovoda oštećenih lokalnom korozijom, čiji integritet se u literaturi po pravilu procenjuje u odnosu na plastični kolaps uz zanemarivanje loma kao mehanizma otkaza. U ovom radu je razmotren nastanak prslina na dnu žleba kao kriterijum gubitka nosivosti oštećenog dela cevi. Proračuni metodom konačnih elemenata (MKE), koji uključuju primenu lokalnog pristupa (kompletnog Gursonovog modela - CGM) u analizi zavarenih spojeva i cevi sa simuliranim korozionim oštećenjima, su urađeni u programskom paketu Abaqus.

Analiziran je uticaj heterogenosti materijala, izazvane različitim zateznim osobinama osnovnog materijala i dva metala šava, na ponašanje spojeva pri lomu. Zbog odgovarajućeg opisivanja oštećenja, određene su mikrostrukturni parametri koji utiču na mehanizam žilavog loma čelika i zavarenih spojeva čelika - sadržaj nemetalnih uključaka i srednji slobodni put između njih. Ispitan je uticaj širine spoja i dužine početne prslina na ponašanje pri lomu. Utvrđeno je da kod OM spojeva povećanje širine spoja dovodi do smanjenja, a kod UM spojeva do povećanja otpornosti prema lomu. Takođe, uočeno je da se razlika u rezultatima dobijena ispitivanjem UM spojeva širine 12 i 18 mm jako mala, i pokazano je da za širine preko 12 mm heterogenost materijala nema većeg uticaja na rast prslina. Imajući u vidu lokalni karakter oštećenja mehanizmom žilavog loma, naročita pažnja je posvećena uticaju mreže konačnih elemenata na otpornost prema lomu. Ispitivanjem spojeva sa jednim metalom šava (OM ili UM) zaključeno je da postoji razlika u veličini elementa koja najbolje opisuje početak rasta i rast prslina. Naime, za OM spojeve ova veličina odgovara srednjem slobodnom putu između nemetalnih uključaka, dok je za UM spojeve ona tri puta veća. Ova veličina elementa je, uz početni zapreminski udeo šupljina, bila parametar koji je korišćen u analizi spojeva sa dva metala šava, tj. ostvarena je prenosivost parametara lokalnog pristupa.

Pri razmatranju cevi sa simuliranim korozionim oštećenjima, tj. žlebovima izrađenim mašinskom obradom na spoljašnjoj površini cevi, ispitan je uticaj geometrije oštećenja na predviđanje graničnog pritiska u cevi. Ustanovljeno je da mikromehanički model



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

CGM može da opiše ponašanje ovih struktura bez inicijalne prsline. Ispitan je uticaj dužine modela konačnih elemenata na rezultate, i ustanovljena je minimalna dužina modela koja se može koristiti; formiranje modela sa većom dužinom ne dovodi do bitnih razlika u rezultatima. Takođe, posebna pažnja posvećena je uticaju mreže konačnih elemenata na predviđanje nastanka žilavog loma, imajući u vidu da je u slučaju zavarenih spojeva dobijena izražena zavisnost. Kod razmatranih cevi, iako postoji koncentrador napona u vidu žleba, ne postoji izražen uticaj mreže na dobijene rezultate. Dodatni razlog ovoj nezavisnosti od veličine elementa je korišćeni kriterijum otkaza, koji odgovara nastanku žilavog loma. Ukoliko bi bilo potrebno pratiti rast prsline nakon ovog trenutka, i kod ove geometrije bi došlo do zavisnosti od mreže konačnih elemenata.

Osnovni naučni cilj disertacije je bio predviđanje nastanka prsline, početka njenog rasta i stabilnog rasta mehanizmom žilavog loma u niskolegiranim čelicima i zavarenim spojevima primenom lokalnog pristupa, kao i analiza faktora koji utiču na otpornost prema lomu. Istraživanja u okviru ove disertacije su omogućila bolje razumevanje ponašanja niskolegiranog čelika i zavarenih spojeva pod dejstvom spoljnog opterećenja. Cilj primene lokalnog pristupa je obezbeđivanje manje zavisnosti rezultata dobijenih u laboratorijskim uslovima od geometrije komponente, konstrukcije ili zavarenog spoja. Takođe, na primeru cevi sa simuliranim korozionim oštećenjima pokazano je da ovaj pristup pruža mogućnost analize nastanka prsline u strukturama bez početne prsline, jer i kod takvih geometrija dostizanjem kritične vrednosti parametra oštećenja (na mestima gde dolazi do izraženog plastičnog deformisanja ili postoji koncentrador napona) dolazi do gubitka nosivosti materijala.

Ključne reči: Lokalni pristup, žilav lom, zavareni spojevi, metoda konačnih elemenata, mikromehanički modeli, mehanika loma, oštećenje materijala

Naučna oblast: Multidisciplinarne nauke

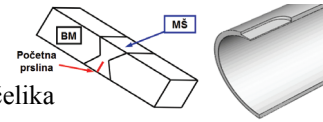
Uža naučna oblast: Inženjerstvo materijala i računaska mehanika

UDK broj i, ako postoji, dodatna posebna klasifikaciona oznaka za datu oblast:

620.1:621.791.05

621.791.05:519.87

669.14:539.42



Strane sa podacima o doktorskoj disertaciji (na engleskom jeziku):

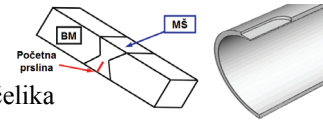
Title of doctoral dissertation: Local approach to ductile fracture of low alloy steel welded joints

Abstract

The subject of this dissertation is analysis of ductile fracture initiation and stable crack growth by ductile fracture mechanism in low alloyed steel and welded joints. The analysis is conducted using local approach to fracture. Welded joints with one or two weld metals are examined; one of them has lower strength (undermatch - UM) while the other has higher strength in comparison with the base metal (overmatch - OM). Pre-cracked three point bending (SENB) specimens are analysed. In the joints with two weld metals, the pre-crack has three different positions: only in overmatch part, only in undermatch part or through both of them - through thickness direction. The damage development is also analysed in the seam pipes, without a pre-crack but with a notch-type stress concentrator. This geometry is approximation of the pipeline damaged by local corrosion; in the literature, integrity of such structures is often assessed based on the plastic collapse, neglecting the fracture as failure mechanism. In this work, fracture initiation at the bottom of the notch is applied as the failure criterion for damaged portion of the pipeline. Finite element calculations, which include the application of local approach (complete Gurson model - CGM) in analysis of welded joints and pipes with simulated corrosion damages, are conducted using the software package Abaqus.

The influence of the material heterogeneity, caused by different tensile properties of the base metal and two weld metals, on the fracture behavior of joints is analysed. For appropriate damage description, microstructural parameters affecting the ductile fracture mechanism in steel and its welded joints are determined - volume fraction of non-metallic inclusions and mean free path between them. The influence of joint width and initial crack length on the fracture behavior is assessed. For OM joints, the increase of the joint width decreases the fracture resistance, while fracture resistance of UM joints grows. It is also shown that the difference in results for UM joints with 12 and 18 mm width is rather small, and the increase of width over 12 mm does not have a significant influence on the crack growth. Bearing in mind the local character of the damage by ductile fracture mechanism, special attention is devoted to the influence of the finite element mesh to the fracture resistance. Testing the joints with one weld metal (OM or UM) revealed a difference in element sizes that result in the most adequate description of the crack growth initiation and stable growth. For OM joints, this size approximates the mean free path between the non-metallic inclusions, while in the case of UM joints element size is three times larger. This element size is, along with the initial void volume fraction, parameter used in the analysis of the joints with two weld metals, i.e. transferability of the local approach parameters is achieved.

In the analysis of the pipe with simulated corrosion defects, i.e. notches machined on the external pipe surface, the influence of the defect geometry on the prediction of the limit pressure in the pipe is examined. It is concluded that the micromechanical model



CGM can describe the behaviour of these structures without a pre-crack. The influence of the finite element model length on the results is analysed, and the minimum length that can be used is determined; further increase in length does not lead to significant difference in results. Also, special attention is devoted to the influence of the finite element mesh on prediction of ductile fracture initiation, having in mind that testing of the welded joints revealed a significant dependence. For the analysed pipes, even though a stress concentration (notch) exists, significant influence of the mesh on the results is not obtained. Additional reason for this independence of element size can be the used failure criterion, which corresponds to ductile fracture initiation. If the crack growth after this moment is to be analysed, this geometry would also exhibit mesh dependence.

The basic scientific aim of the dissertation is prediction of ductile fracture initiation, crack growth initiation and stable crack growth by ductile fracture mechanism in low alloyed steels and welded joints using the local approach, as well as analysis of the factor influencing the fracture resistance. Research conducted in the scope of the dissertation provided a better understanding of the behaviour of low alloyed steel and welded joints exposed to the external loading. The aim of the local approach application is obtaining less pronounced dependence of the laboratory testing results on the geometry of the component, structure or welded joint. Also, examining the pipe with simulated corrosion defects showed that this approach can be applied in the analysis of the crack initiation in the structures without a pre-crack; in these geometries, reaching of the critical value of damage parameter (in the locations with significant straining or a stress concentrator) also leads to the loss of load carrying capacity of the material.

Keywords: Local approach, ductile fracture, welded joints, finite element method, micromechanical models, fracture mechanics, material damage

Scientific discipline: Multidisciplinary sciences

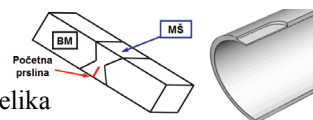
Scientific subdiscipline: Materials Science and Computational Mechanics

UDK number and additional classification for the discipline:

620.1:621.791.05

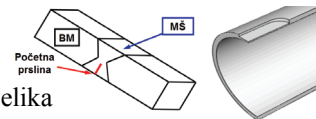
621.791.05:519.87

669.14:539.42

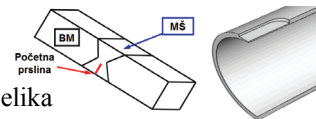


Sadržaj

1. Uvod	1
2. Osnove elasto-plastične mehanike loma (EPML)	3
2.1 Naponsko stanje oko vrha prsline - linearno elastičan materijal.....	3
2.2 Plastično deformisanje ispred vrha prsline.....	5
2.3 Parametri EPML.....	6
2.3.1 Otvaranje prsline.....	6
2.3.2 Ugao otvaranja vrha prsline.....	7
2.3.3 J integral.....	9
2.4 Primena parametara EPML u analizi žilavog loma.....	10
3. Uticaj ograničenog deformisanja na otpornost prema lomu	13
3.1 Troosnost napona ispred vrha prsline.....	13
3.2 Uticaj troosnosti na ponašanje pri lomu (<i>constraint</i> efekat).....	15
3.2.1 Uticaj geometrije.....	15
3.2.2 Uticaj razlike u mehaničkim osobinama (<i>mismatch</i>).....	17
3.3 Dvoparametarska mehanika loma.....	22
3.3.1 J - h teorija.....	22
3.3.2 J - T teorija.....	23
3.3.3 J - Q teorija.....	25
3.3.4 J - A_2 teorija.....	29
3.4 Lokalni pristup lomu.....	30
4. Lokalni pristup žilavom lomu	31
4.1 Mehanizam žilavog loma metalnih materijala.....	31
4.1.1 Nastanak, rast i spajanje šupljina.....	33
4.2 Mikromehanički modeli.....	35
4.3 Modeli nespregnutog pristupa.....	36
4.3.1 Rast izolovane šupljine.....	36
4.3.2 Kritični rast šupljine.....	38
4.4 Modeli spregnutog pristupa.....	40
4.4.1 Nastanak i rast šupljina.....	40
4.4.2 Gursonov model.....	43
4.4.3 Gurson-Tvergaard-Needleman (<i>GTN</i>) model.....	45
4.4.4 Kompletni Gursonov model (<i>CGM</i>).....	55
4.4.5 Modifikacija Gursonovog modela za deformisanje šupljina bez promene zapremine.....	65
5. Numerička analiza loma praćenog plastičnim deformisanjem	70
5.1 Formulacija metode konačnih elemenata (<i>MKE</i>).....	71
5.2 <i>MKE</i> u mehanici elasto-plastičnih materijala.....	74
5.2.1 Definisane mehaničke osobine materijala.....	75



5.3 Modeliranje oštećenja materijala i kriterijumi nastanka žilavog loma.....	77
5.4 Formiranje mreže konačnih elemenata.....	79
5.4.1 <i>Profinjavanje mreže - dva načina</i>	80
5.4.2 <i>Podmodeliranje</i>	84
5.5 Definisane spoljnog opterećenja	87
5.6 Određivanje otvaranja prsline - CTOD i CMOD	88
5.7 Određivanje <i>J</i> integrala.....	90
5.8 Veličina konačnog elementa kao parametar materijala	92
5.8.1 <i>Nelokalni modeli oštećenja</i>	94
6 Modeliranje rasta prsline mehanizmom žilavog loma	96
6.1 Uvod	96
6.2 Tehnike modeliranja rasta prsline	97
6.2.1 <i>Oslobađanje čvorova</i>	97
6.2.2 <i>Modeliranje razvoja oštećenja u ligamentu ispred vrha prsline</i>	98
6.2.3 <i>Modeliranje pojedinačnih šupljina u ligamentu</i>	100
6.2.4 <i>Model kohezije zone</i>	102
7. Analiza loma zavarenih spojeva.....	107
7.1 Uvod	107
7.2 Spojevi sa jednim metalom šava	111
7.2.1 <i>Podaci o materijalima</i>	111
7.2.2 <i>OM spojevi</i>	117
7.2.3 <i>UM spojevi</i>	132
7.2.4 <i>Uticao načina određivanja otvaranja vrha prsline</i>	137
7.3 Zavareni spojevi sa dva metala šava	139
7.3.1 <i>Zavareni spojevi sa prslinom u oba metala šava</i>	140
7.3.2 <i>Zavareni spojevi sa prslinom u jednom od dva metala šava</i>	146
8. Procena integriteta cevi sa simuliranim lokalnim korozionim oštećenjem.....	154
8.1 Uvod	154
8.2 Podaci o materijalu i ispitivanje cevi.....	156
8.3 Modeliranje cevi sa oštećenjima primenom MKE	162
8.4 Određivanje graničnog pritiska u cevi.....	173
8.4.1 <i>Numerička analiza primenom lokalnog pristupa</i>	175
8.4.2 <i>Zavisnost graničnog pritiska od geometrije oštećenja</i>	178
8.4.3 <i>Uticao dužine modela u numeričkoj analizi</i>	181
8.4.4 <i>Zavisnost rezultata od veličine konačnih elemenata</i>	183
9. Zaključak.....	186
Literatura	190

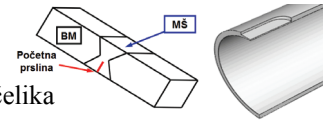


1. Uvod

Proučavanje ponašanja metalnih materijala i zavarenih spojeva pod dejstvom spoljnog opterećenja ima važnu ulogu u obezbeđivanju integriteta i sigurnog rada konstrukcija. Imajući u vidu veoma često prisustvo grešaka u zavarenim spojevima, naročito je važno definisati pod kojim uslovima dolazi do njihovog loma i koji faktori utiču na dinamiku gubitka nosivosti.

Mehanizam žilavog loma obuhvata nastanak šupljina u materijalu i njihov rast i spajanje pod dejstvom spoljnog opterećenja. Nastanak šupljina se odvija kroz lom čestica ili njihovo odvajanje od metalne osnove. Pojednostavljeni opis dinamike ovih pojava podrazumeva podelu čestica oko kojih nastaju šupljine na dve grupe. Prvu grupu čine veće čestice, koje se lome ili odvajaju od osnove pri malim vrednostima spoljnog opterećenja; kod čelika su to pre svega nemetalni uključci. Do nastanka šupljina oko druge grupe čestica (u čelicima, pretežno čestica cementita) dolazi tek u podmakloj fazi loma. U skladu sa navedenom podelom, šupljine do čije pojave u materijalu dolazi tokom žilavog loma se dele na primarne i sekundarne, prema grupi čestica oko kojih nastaju. Nakon nastanka šupljina, dolazi do njihovog rasta pod dejstvom spoljnog opterećenja, što predstavlja drugu fazu žilavog loma. Do gubitka nosivosti materijala ovim mehanizmom loma dolazi usled spajanja šupljina, odnosno lokalizovanja deformacije u ligamentima između njih.

Primenom elasto-plastične mehanike loma (EPML), ili “globalnog pristupa”, nije moguće na pravi način uzeti u obzir ovaj složeni mehanizam oštećenja materijala. Lokalni pristup je pogodan za opisivanje žilavog loma, jer se parametri koji se koriste za kvantifikovanje oštećenja računaju upravo na kritičnim mestima strukture, tj. lokalno [1.1]. Stoga, potrebno je poznavati polje napona i deformacije na takvim mestima - okolini vrha prsline, mestu koncentracije napona ili izraženog plastičnog deformisanja. Za određivanje ovih polja najčešće se koristi metoda konačnih elemenata (MKE).

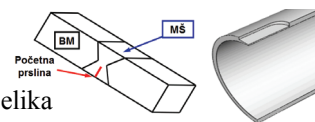


Međutim, primena MKE u lokalnom pristupu žilavom lomu je znatno šira, i obuhvata korišćenje mikromehaničkih modela (spregnutog ili nespregnutog pristupa) za opisivanje oštećenja materijala.

Kod modela nespregnutog pristupa, vrednost parametra oštećenja se izračunava tokom postprocesorskog postupka, nakon proračuna MKE. Najčešće korišćen model iz ove grupe je model Rice-Tracey [1.2], sa modifikacijama istraživačke grupe Beremin [1.3]. Parametar oštećenja, odnos rasta šupljina, zavisi od plastične deformacije i od troosnosti naponskog stanja.

Kod modela spregnutog pristupa, parametar oštećenja utiče na kriterijum plastičnog tečenja materijala, pa se shodno tome vrednost tog parametra izračunava tokom proračuna MKE. Dva modela iz ove grupe (Gurson-Tvergaard-Needleman GTN [1.4-1.6] i kompletni Gursonov model CGM [1.7]) su razvijena na osnovu Gursonovog kriterijuma tečenja, koji podrazumeva eksplicitnu zavisnost konstitutivnog izraza od troosnosti naponskog stanja i zapreminskog udela šupljina. Razlika između ova dva modela je u određivanju kritične vrednosti parametra oštećenja (zapreminskog udela šupljina). Naime, kritičnu vrednost je u slučaju GTN modela potrebno odrediti pre proračuna (npr. ispitivanjem epruvete bez početne prsline), dok se kod CGM ona izračunava tokom proračuna, i predstavlja “odgovor” materijala na dejstvo spoljnog opterećenja.

U ovoj disertaciji je razmatran nastanak žilavog loma i rast prsline u spojevima sa jednim i dva metala šava; druga vrsta spojeva se koristi za zavarivanje niskolegiranih čelika povišene čvrstoće i reparaturno zavarivanje. Takođe, razmatran je nastanak nastanak žilavog loma u cevima sa simuliranim korozijskim oštećenjima, tj. žlebovima izrađenim mašinskom obradom na spoljnoj površini.



2. Osnove elasto-plastične mehanike loma (EPML)

Imajući u vidu da se ova disertacija bavi žilavim lomom čelika i zavarenih spojeva, potrebno je poznavati ponašanje ove grupe materijala pod dejstvom spoljnog opterećenja, a naročito u prisustvu prslina i drugih koncentrata napona. U ovom poglavlju je dat prikaz parametara mehanike loma, pri čemu je naglasak na parametrima elasto-plastične mehanike loma (EPML), kojima se uzima u obzir znatno plastično deformisanje koje prati mehanizam žilavog loma.

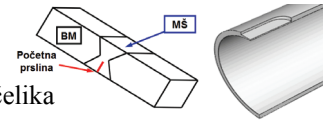
2.1 Naponsko stanje oko vrha prsline - linearno elastičan materijal

Ukoliko se razmatra izotropan, linearno elastičan materijal koji sadrži prslinu, za pojedine geometrije je moguće izvesti izraz za komponente tenzora napona oko vrha prsline σ_{ij} , [2.1, 2.2]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (2.1)$$

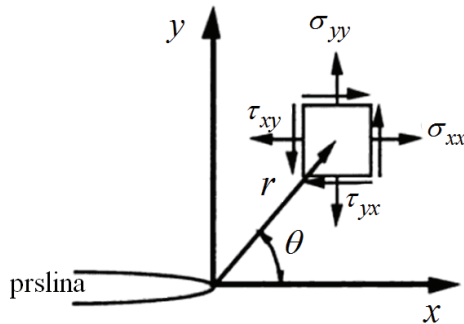
gde su r i θ polarne koordinate razmatranog mesta u okolini vrha prsline, f_{ij} je bezdimenziona funkcija ugla θ (sl. 2.1), a k je konstanta. A_m i $g_{ij}^{(m)}$ su članovi višeg reda (reda m) koji zavise od geometrije i ugla θ . Nezavisno od proučavane geometrije, izraz za naponsko stanje sadrži član proporcionalan $1/\sqrt{r}$, tj. javlja se singularnost napona tipa $1/\sqrt{r}$. Upravo ovaj vid singularnosti je jedan od osnovnih postulata na kojima se zasniva linearno elastična mehanika loma (LEML).

Uvođenjem singularno dominantne zone oko vrha prsline omogućeno je jednoparametarsko predstavljanje stanja materijala, pri čemu faktor intenziteta napona K predstavlja parametar koji opisuje stanje materijala oko vrha prsline. Na osnovu veličine K tada se mogu odrediti vrednosti napona, pomeranja i deformacija u funkciji od r i θ .



Detaljni izrazi za napone i pomeranja u zavisnosti od poznate vrednosti faktora intenziteta napona se mogu naći u literaturi koja razmatra LEML [2.3-2.5].

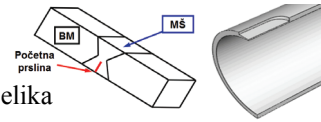
Oznake K_I , K_{II} i K_{III} koriste se za različite oblike nastanka loma; I - cepanje, II - klizanje i III - smicanje.



Slika 2.1 Razmatranje naponskog stanja oko vrha prline u ravni

Pri nekoj kombinaciji vrednosti napona i deformacije prslina počinje da raste. Na osnovu gore date analize, pomenutoj kombinaciji odgovara jednoznačna vrednost faktora intenziteta napona K . Ta vrednost se može označiti kao kritična, K_{crit} , i predstavlja žilavost loma za razmatrani materijal. Pod određenim uslovima definisanim standardnim ispitivanjima mehanike loma (ASTM E399, [2.6, 2.7]), K_{crit} se može smatrati parametrom materijala - žilavost loma pri ravnom stanju deformacije.

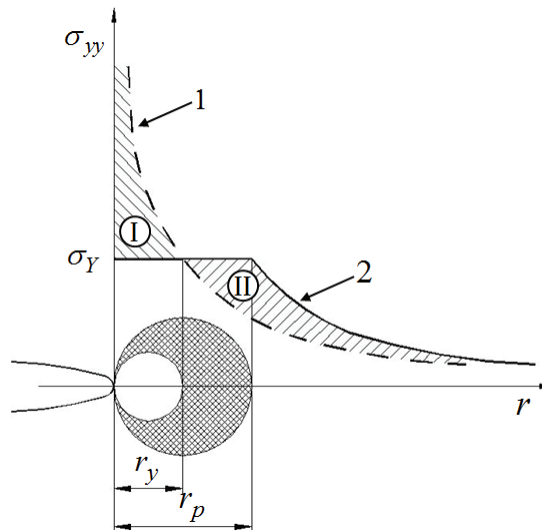
Pristup LEML predviđa beskonačne vrednosti napona na vrhu prsline. U konstrukcionim materijalima koji se koriste u industrijskoj praksi, ovi naponi imaju konačnu vrednost. Čak i kod izuzetno krutih materijala, gde je pojava plastičnog deformisanja zanemarljivo mala, naponi ispred vrha prsline imaju konačnu vrednost, jer idealno oštra prslina više odgovara matematičkoj formulaciji nego realnosti.



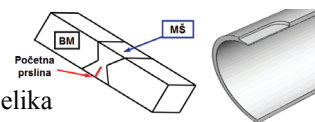
2.2 Plastično deformisanje ispred vrha prsline

Pojava plastičnog deformisanja ispred vrha prsline dovodi do smanjenja napona u poređenju sa rešenjem za linearno elastičan materijal (sl. 2.2). Pri pojavi plastičnog tečenja dolazi do preraspodele vrednosti napona; prema pretpostavci o idealno plastičnom ponašanju materijala, ove vrednosti se ne mogu naći u oblasti određenoj gornjim delom krive 1 i obeleženoj rimskim brojem I (sl. 2.2). Stoga, da bi se postiglo ravnotežno stanje, preraspodela se obavlja u delu ispod prave $\sigma_Y = \text{const}$, dodavanjem krive 2 u pozitivnom smeru x -ose, čime se formira oblast II površine jednake površini oblasti I.

Za određivanje veličine plastične zone se od analitičkih metoda najčešće koriste Irwinova [2.1] i Dugdaleova [2.9], a za precizniji opis u 2D ili 3D se primenjuje analiza metodom konačnih elemenata, [1.1].



Slika 2.2 Raspodela komponente napona σ_{yy} ispred vrha prsline za linearno elastičan (kriva 1) i elastično - idealno plastičan materijal (kriva 2) [2.8]



2.3 Parametri EPML

2.3.1 Otvaranje prsline

Otvaranje prsline (*crack opening displacement* - COD ili δ) je posebno važno odrediti upravo na njenom vrhu (*crack tip opening displacement* - CTOD). Na slici 2.3 su date geometrijske veličine značajne za ovu analizu, na primeru ploče sa centralnom prslinom dužine $2a$. Isprekidanom linijom su prikazane konture efektivne prsline, na čijem vrhu je uvedena polarna koordinata r . S obzirom na to da je vrh (puna linija) određen koordinatama $(a, 0)$, efektivno pomeranje prsline na mestu $r=r_y$ definiše veličinu CTOD:

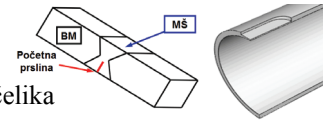
$$\delta(r=r_y) = \text{CTOD} = \frac{4K_I}{m\sigma_Y E} \quad (2.2)$$

gde je m bezdimenziona veličina, čija vrednost zavisi od naponskog stanja (RSN ili RSD) i od toga da li materijal tokom plastičnog tečenja ojačava ili ne [2.3, 2.4, 2.8].

Izraz (2.2) predstavlja približno rešenje CTOD za slučaj srazmerno malog tečenja (*small scale yielding* - SSY) i važenja faktora intenziteta napona. CTOD određuje najmanju vrednost otvaranja prsline δ (na njenom vrhu), a otvaranje usta prsline (*crack mouth opening displacement* - CMOD) određuje najveću vrednost δ (sl. 2.3).

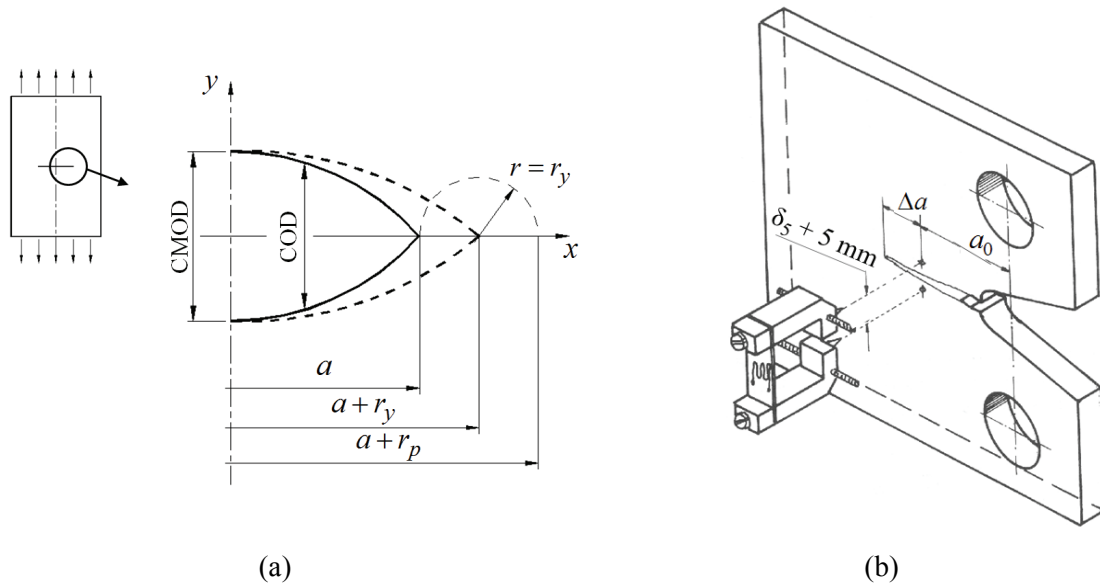
Činjenica da postoji više mogućih definicija za CTOD je posledica nedostatka fizičkog tumačenja ove veličine. Osim definicije date izrazom (2.2), u pogl. 7 je korišćen δ_5 koncept [2.10, 2.11], slika 2.3b. Merna mesta za određivanje ovog parametra su na ± 2.5 mm od vrha početne prsline dužine a_0 , upravo na njen pravac prostiranja. Jedna od pogodnosti primene ove metode je mogućnost određivanja CTOD u konstrukcijama koje sadrže prsline u zavarenom spoju (sl. 2.4a) ili na graničnim površinama materijala koji čine bimaterijalni spoj. Postavljanjem merača u obliku slova W, dobijaju se δ_5 vrednosti posebno za svaki od materijala koji čine spoj (sl. 2.4b).

Parametar δ_5 je pogodan i za primenu u numeričkim proračunima MKE, što je pokazano u pogl. 5.6. Za razliku od merenja CTOD prema standardu BSI BS5762, koji je



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

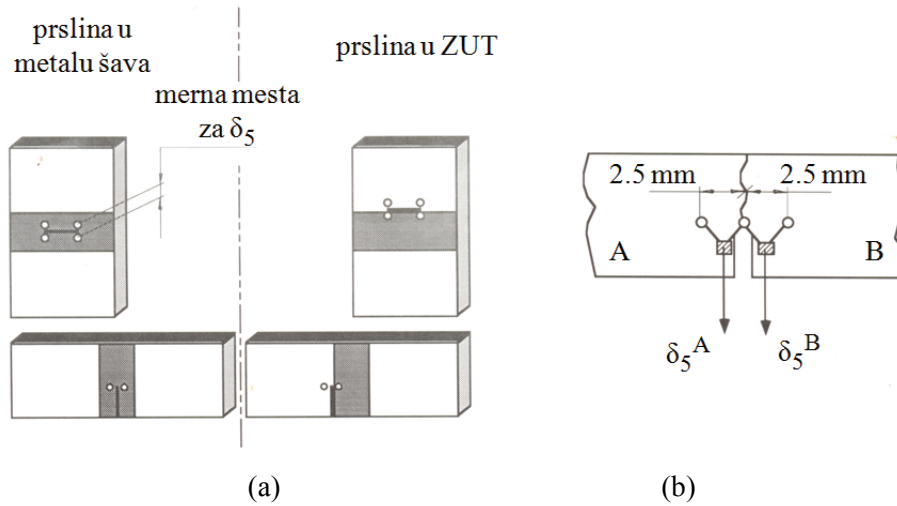
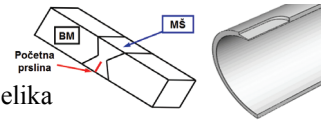
ograničen na prolazne prsline i primenjuje se isključivo na kompaktnim epruvetama za zatezanje i epruvetama za savijanje, δ_5 koncept se može koristiti i za površinske prsline, što je veoma važno u analizi integriteta konstrukcija. Za praktičnu primenu veličine δ_5 je važno i da postoje korelacije između te veličine i CTOD vrednosti određene postupkom prema BSI BS5762, [2.12].



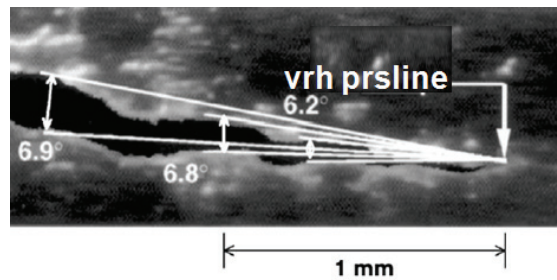
Slika 2.3 Šematski prikaz veličina otvaranja prsline [1.1] (a) i merenje δ_5 na kompaktnoj epruveti za zatezanje [2.10] (b)

2.3.2 Ugao otvaranja vrha prsline

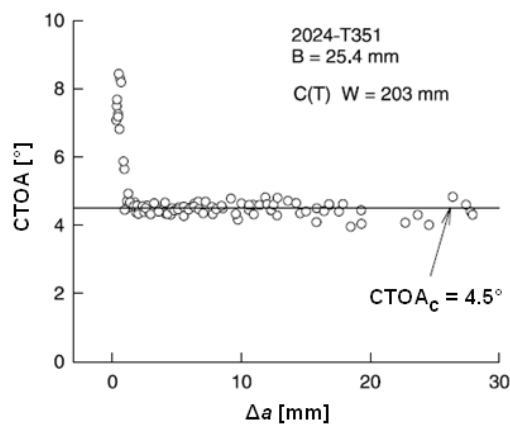
Andersson [2.13] i de Koning [2.14] su predložili parametar CTOA - ugao otvaranja vrha prsline (*crack tip opening angle*) za opisivanje njenog rasta, slika 2.5. Ispitivanjem rasta prsline, u [2.15-2.17] je pokazano da je CTOA (u literaturi se koristi i oznaka ψ) na početku rasta prsline promenljivo, ali da pri stabilnom rastu teži konstantnoj vrednosti, slika 2.6. Više detalja o primeni ovog parametra mehanike loma može se naći u radu [2.16].



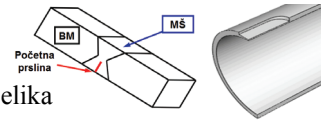
Slika 2.4 Merna mesta za određivanje δ_5 oko vrha prsline u zavarenom spoju (a) i postupak merenja δ_5 za bimaterijalni spoj sastavljen od materijala A i B (b) [2.7]



Slika 2.5 Vrednosti CTOA pri stabilnom rastu prsline u tankom limu od legure aluminijuma 2024 [2.15]



Slika 2.6 Izmerene vrednosti CTOA za CT epruvetu izrađenu od legure aluminijuma 2024 [2.17]

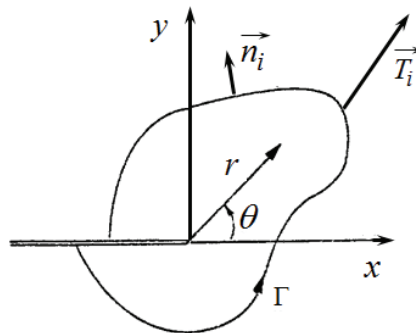


2.3.3 J integral

J integral su u mehaniku loma uveli Cherepanov [2.18] i Rice [2.19]. U odnosu na proizvoljno izabranu putanju (konturu) oko vrha prsline Γ , J integral je definisan preko:

$$J = \int_{\Gamma} \left(\mathcal{W} dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.3)$$

gde je \mathcal{W} gustina energije deformacije, ds element dužine putanje, $T_i = \sigma_{ij} n_j$ napon zatezanja na konturi, u_i pomeranje, a n_i jedinična normala na konturu, slika 2.7.



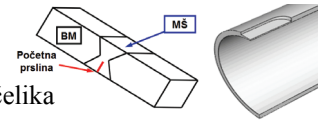
Slika 2.7 Putanja integracije za J integral [2.3]

Ovakva definicija J integrala omogućuje njegovo određivanje po putanjama u okolini vrha prsline, ali i po putanjama udaljenim od tog mesta (ograničenja u primeni ovog postupka su data u pogl. 5.7). Nezavisnost od putanje pri određivanju J integrala svakako ne važi za procese koji zavise od vremena, kao ni u prisustvu zapreminskih i inercijalnih sila.

Budiansky i Rice [2.20] su pokazali da J integral odgovara brzini oslobađanja energije u nelinearno elastičnoj sredini:

$$J = -\frac{1}{B} \frac{dII}{da} \quad (2.4)$$

gde je II potencijalna energija, a dužina prsline i B debljina. Potencijalna energija predstavlja razliku energije deformacije i rada usled spoljnih sila.



Za male plastične deformacije ispred vrha prsline (unutar poluprečnika r_y) važi jednakost $J = G$ ¹, faktor intenziteta napona K i J integral mogu dovesti u direktnu vezu, [2.3, 2.21]. To znači da se ovim integralom može izraziti intenzitet napona u okolini prsline za nelinearno elastično telo, na isti način kao što se preko K može definisati amplituda linearno elastičnog polja napona. Ovo su pokazali Hutchinson [2.22], Rice i Rosengren [2.23], analizirajući polje napona i deformacije oko vrha prsline za materijal čije je nelinearno ponašanje određeno izrazom Ramberg-Osgooda [2.24]. Po njima se ovo polje uobičajeno naziva HRR polje, a J integral predstavlja njegovu amplitudu.

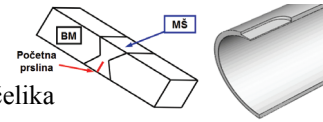
2.4 Primena parametara EPML u analizi žilavog loma

Pod dejstvom monotono rastućeg spoljnog opterećenja, oštra početna prslina se zatupljuje i polako pomera napred, što se može prikazati na dijagramu $J-\Delta a$, gde je J trenutna vrednost J integrala, a Δa priraštaj dužine prsline (sl. 2.8). U okolini vrha prsline, usled loma čestica ili njihovog odvajanja od osnove, nastaju šupljine, pogl. 4.1.1. Ispred vrha prsline, šupljine rastu i spajaju se sa zaobljenim vrhom početne prsline, te proces zatupljivanja prelazi u stabilan rast prsline mehanizmom žilavog loma.

Vrednost J integrala koja odgovara početku rasta prsline (nastanku žilavog loma ispred vrha prsline) se označava sa J_i . Mali rast prsline (znatno manji od 1 mm kod metala) koji odgovara vrednosti J_i se može uočiti na prelomnoj površini kao relativno glatka traka duž fronta prsline - zona razvlačenja materijala. Δa_B se koristi u literaturi za obeležavanje priraštaja dužine prsline nastalog usled njenog zatupljivanja (*blunting*), s tim da se češće koristi veličina Δa_{ZR} , koja predstavlja konačnu širinu zone razvlačenja. Konačna širina zone razvlačenja se određuje na prelomnoj površini, postupkom koji je pokazan u [1.1].

Povećavanjem spoljnog opterećenja nastaje sve veći broj šupljina, koje se vremenom spajaju sa postojećim šupljinama i prslinom. Ova pojava predstavlja stabilan rast prsline. Nastanak šupljina zavisi od osobina materijala, uključujući oblik i veličinu

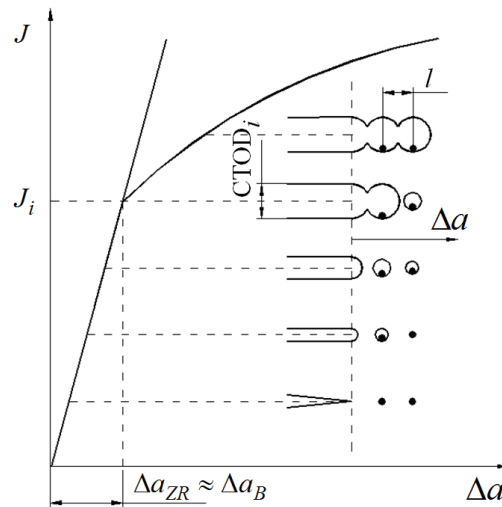
¹ G označava brzinu oslobađanja energije



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

čestica u metalnoj osnovi, a rastojanje između šupljina i lokalizacija polja napona i deformacije određuje mehanizam njihovog spajanja, pogl. 4.4.

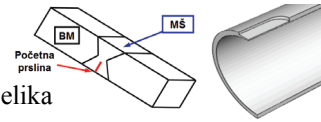
Zavisnost J - Δa prikazana na slici 2.8 predstavlja otpornost materijala prema rastu prsline i označava se kao J - R kriva. Često se na y -osi veličini J dodaje u indeksu oznaka R (J_R) koja ističe primenu J integrala u analizi otpornosti (*resistance*) materijala prema rastu prsline. Takođe, uobičajen je i CTOD- Δa prikaz ove krive, koji je korišćen za analizu loma zavarenih spojeva u pogl. 7.



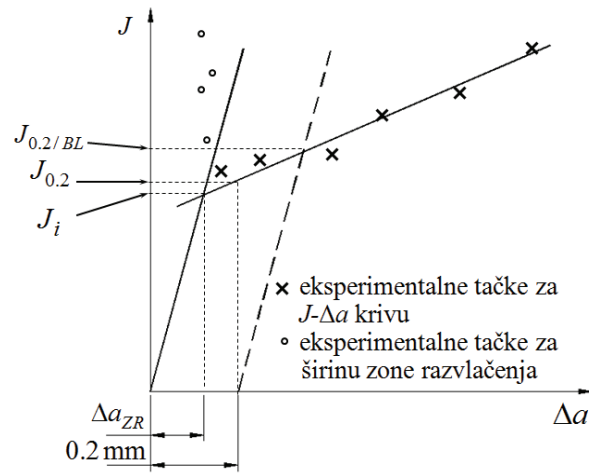
Slika 2.8 Promena J integrala pri stabilnom rastu prsline mehanizmom žilavog loma [1.1]

Na slici 2.9 je prikazana kriva otpornosti i više kritičnih vrednosti J integrala. Naime, osim veličine J_i definisane u prethodnom tekstu, date su još dve vrednosti: $J_{0.2/BL}$ i $J_{0.2}$. One označavaju otpornost ispitivanog materijala prema početku rasta prsline za priraštaj dužine prsline od 0.2 mm; paralelno liniji zatupljivanja, $J_{0.2/BL}$, i uzimajući u obzir zatupljivanje, $J_{0.2}$, [2.6]. Ove dve definicije za kritičnu vrednost J integrala su pogodno za inženjersku primenu jer ne zahtevaju eksperimentalno određivanje Δa_{ZR} . Sa druge strane, $J_{0.2/BL}$ i $J_{0.2}$ u manjoj ili većoj meri odstupaju od veličine J_i , koja ima eksperimentalno utemeljenje [1.1].

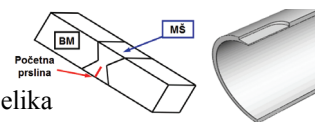
Za metalne materijale koji se koriste u inženjerskoj praksi, $J_{0.2/BL}$ i $J_{0.2}$ najčešće imaju veće vrednosti od J_i i na taj način pokazuju veću otpornost prema početku rasta prsline mehanizmom žilavog loma od realne. Izuzetak su veoma žilavi materijali, gde vrednosti $J_{0.2}$ mogu biti i manje od J_i [1.1].



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



Slika 2.9 Poređenje različitih definicija vrednosti J integrala koje odgovaraju početku stabilnog rasta prsline, prema [2.6]



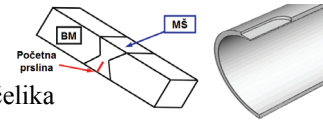
3. Uticaj ograničenog deformisanja na otpornost prema lomu

3.1 Troosnost napona ispred vrha prsline

Najveći deo rezultata u klasičnoj mehanici loma je dobijen primenom dvodimenzionalne (2D) analize. Primera radi, zavisnost između faktora intenziteta napona i brzine oslobađanja energije važi samo za specijalne slučajeve - ravno stanje napona (RSN) i ravno stanje deformacije (RSD). Postoji ne mali broj problema gde je ovakva analiza dovoljna [1.1, 2.3]. Međutim, postoje i problemi koje nije moguće svesti na RSN i RSD i koji zahtevaju rešavanje uzimanjem u obzir sve tri dimenzije (3D). Jedan od primera je složeni zavareni spoj koji u sebi sadrži *overmatch* i *undermatch* deo u metalu šava i koji je razmatran u pogl 7.3.1, kao i cevi sa površinskim oštećenjima razmatrane u pogl. 8.

Do sada je razmatrana vrednost najveće komponente napona koja se javlja pri otvaranju prsline cepanjem - komponente čiji je pravac normalan na ravan prsline i koja se obično obeležava sa σ_{yy} (sl. 2.1). Usled zatezanja po pravcu y , materijal teži da se skupi u druga dva pravca. To međutim nije moguće u meri koja je posledica vrednosti napona σ_{yy} . Stoga, ograničena pomeranja u druga dva pravca dovode do troosnog naponskog stanja ispred vrha prsline.

Na slici 3.1 je šematski prikazana promena komponente napona σ_{zz} . U unutrašnjosti ploče napon u z pravcu ima veće vrednosti u poređenju sa vrednostima bliže spoljnim površinama. To znači da je i nivo troosnosti veći u središnjem delu ploče. Posledica je da uslovi koji važe u ovoj oblasti odgovaraju RSD. U blizini bočnih površina ploče, nivo troosnosti se smanjuje, ali uslovi čistog RSN se javljaju samo na površini. U analitičkim i numeričkim analizama se stoga ovakve geometrije razmatraju u uslovima RSD, naročito ukoliko je debljina ploče dovoljna. Standardna ispitivanja mehanike loma



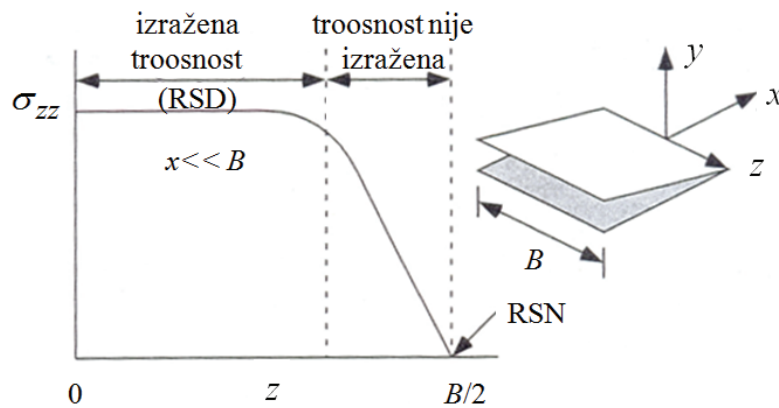
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

definišu najmanju debljinu epruvete B_{min} neophodnu za uspostavljanje uslova RSD (ASTM E399, [2.6, 2.7]).

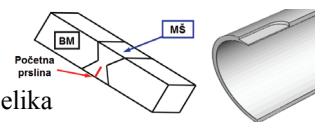
Ukoliko se posmatra naponsko stanje na mestu udaljenom od vrha prsline (krećući se po x koordinati sa sl. 3.1), ono iz uslova RSD prelazi u RSN, što je tim više izraženo ako je ploča manje debljine. Najzad, ako se razmatra zatezanje ploče bez prsline, onda naponsko stanje unutar ploče može da se aproksimira ravnim stanjem napona.

Troosnost naponskog stanja je neophodno uzeti u obzir pri analizi žilavog loma. U pogl. 4.3.1 i 4.4.3, gde je detaljno dat prikaz mikromehaničkih modela koji se koriste u predviđanju nastanka žilavog loma, eksplicitno se u izrazima javlja količnik σ_m/σ_{eq} , kojim se definiše mera (intenzitet) troosnosti naponskog stanja. σ_m predstavlja tzv. srednji napon (sferni deo tenzora napona), σ_{eq} je ekvivalentni von Misesov napon.

Nesumnjivo je, stoga, da naponsko stanje ispred vrha prsline ima veliki uticaj na otpornost materijala prema nastanku loma. U [2.3] je pokazano da je komponenta napona σ_{yy} pri pojavi plastičnog tečenja materijala 2.5 puta veća u uslovima RSD u poređenju sa vrednošću dobijenom u uslovima RSN.



Slika 3.1 Promena komponente napona σ_{zz} duž fronta prsline [2.3]



3.2 Uticaj troosnosti na ponašanje pri lomu (*constraint* efekat)

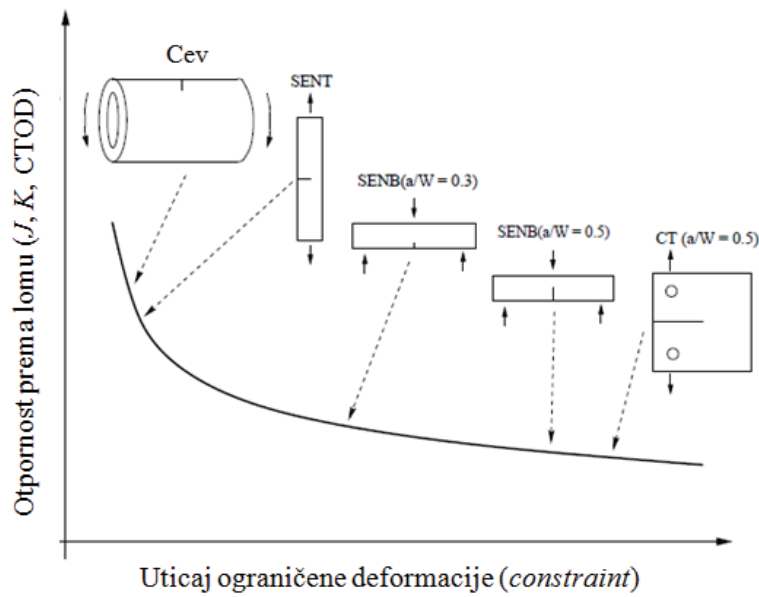
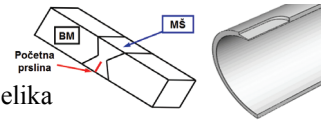
3.2.1 Uticaj geometrije

Kada se govori o srazmerno malom tečenju (SSY - *small scale yielding*), jedan parametar mehanike loma se može koristiti kao geometrijski nezavisan kriterijum loma. Međutim, ovakva pretpostavka je potpuno tačna samo u beskonačnom telu. U strukturi konačnih dimenzija, kao i u slučaju da se javi plastična zona velikih dimenzija u odnosu na telo ili prslinu, često nije moguće primeniti jednoparametarsku mehaniku loma.

Poznato je da otpornost prema nastanku i rastu prsline zavisi od geometrije i opterećenja komponente ili epruvete. Ova razlika se može povezati sa mehanizmom žilavog loma, koji podrazumeva nastanak, rast i spajanje šupljina i zavisi od troosnosti napona. Sprečena plastična deformacija i visoke vrednosti troosnosti napona su pojave preko kojih se može kvantifikovati uticaj geometrije strukture i prsline na ponašanje pri lomu. Ukoliko su ove pojave izraženije, primenjena sila rasta prsline (tj. sila rasta prsline usled spoljašnjeg opterećenja) se manje troši na plastično deformisanje, a više na razvoj oštećenja u materijalu.

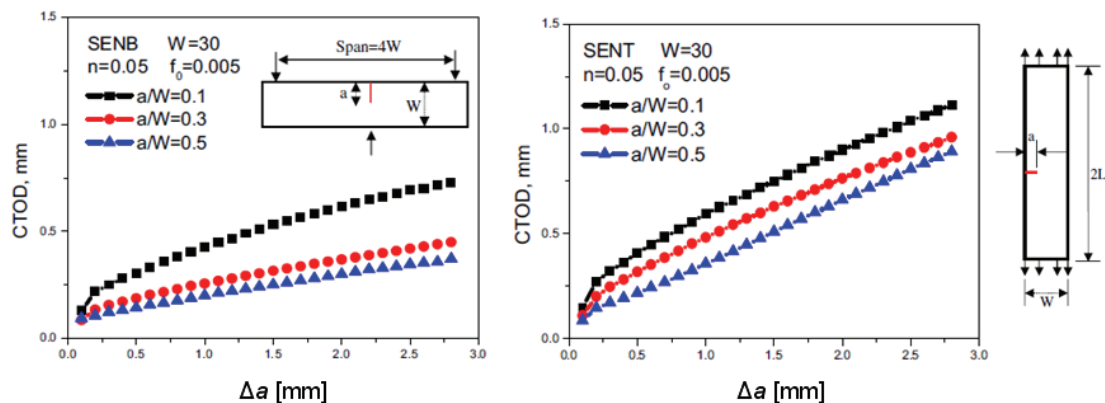
Zavisnost otpornosti prema lomu za pet geometrija i vrsta opterećenja je prikazana na slici 3.2. Standardna ispitivanja mehanike loma se zasnivaju na epruvetama sa visokim nivoom ograničene deformacije (najčešće CT i SENB), da bi se uzeli u obzir najgori mogući uslovi - konzervativan pristup. Da bi proračuni integriteta konstrukcija sa prslinama bili manje konzervativni (ali još uvek sa rezultatima na strani sigurnosti), potrebno je uzeti u obzir i ograničeno deformisanje ispred vrha prsline, o čemu će biti više reči u nastavku.

U literaturi se može naći dosta primera zavisnosti otpornosti prema lomu od geometrije i opterećenja; u nastavku je prikazan primer u kome se razmatra zavisnost parametra koji definiše geometriju prsline (CTOD), jer je upravo ovaj parametar korišćen u pogl. 7 za analizu loma zavarenih spojeva.

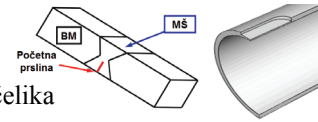


Slika 3.2 Uticaj ograničenog deformisanja, opterećenja i geometrije epruvete na žilavost loma [3.1]

Na slici 3.3 je prikazana zavisnost krive otpornosti prema lomu CTOD - Δa od relativne dužine prsline (tj. odnosa dužine prsline a i širine epruvete W) za SENB i SENT epruvete. Radi se o istim geometrijama epruveta i prsline, ali o različitom obliku opterećenja: zatezanje u slučaju SENT epruvete, odnosno savijanje u tri tačke u slučaju SENB epruvete. Vidi se da otpornost prema lomu opada sa porastom dužine prsline, a da je znatno veća u slučaju zatezanja; oba trenda se slažu sa opštim prikazom datim na slici 3.2.

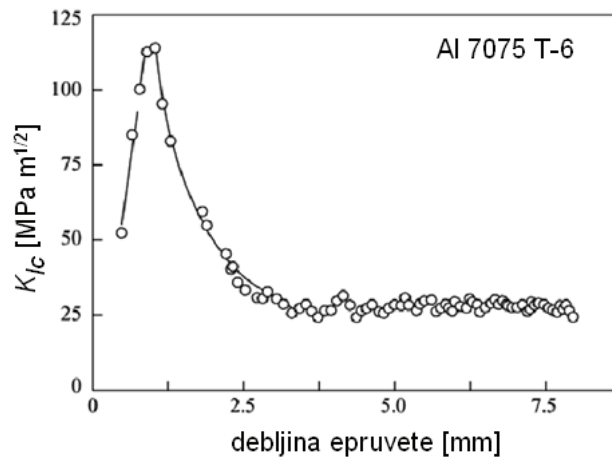


Slika 3.3 Krive otpornosti prema lomu za SENB i SENT epruvete sa različitim odnosom a/W [3.2]



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Zavisnost od geometrije prsline postoji i pri određivanju otpornosti prema nastanku prsline, što je na slici 3.4 prikazano na primeru kritične vrednosti faktora intenziteta napona K_{Ic} . Zbog ove zavisnosti, standardima za određivanje otpornosti prema lomu se određuje minimalna debljina epruvete koja je potrebna za dobijanje merodavnih rezultata (npr. za određivanje žilavosti loma u ravnom stanju deformacije K_{Ic}).



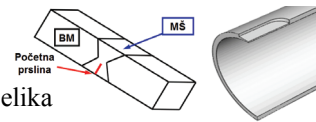
Slika 3.4 Zavisnost kritične vrednosti faktora intenziteta napona od debljine epruvete [3.3]

Iako nema sumnje da postoji uticaj ograničenog deformisanja, postavlja se pitanje izbora i određivanja adekvatnog parametra koji će opisati ovu pojavu. Dodavanjem drugog parametra (koji se koristi zajedno sa K , J ili CTOD), o čemu će biti više reči u nastavku, došlo je do razvoja tzv. dvoparametarske mehanike loma. Jedan od problema koji se pokušava rešiti na ovaj način je prenošenje parametara sa epruveta na konstrukcije.

Značaj uticaja ograničenog deformisanja na ponašanje materijala pri lomu može se ilustrovati velikim brojem radova u naučnim časopisima, kao i publikacijama koje imaju za temu ovu pojavu, npr. [3.4-3.7].

3.2.2 Uticaj razlike u mehaničkim osobinama (mismatch)

Kod zavarenih spojeva, pored navedenog uticaja geometrije postoji još i uticaj razlike u osobinama materijala i geometrije samog spoja (*mismatch* efekat). Ova pojava razmatrana je u pogl. 7 na primeru zavarenih spojeva niskolegiranog čelika povišene čvrstoće.



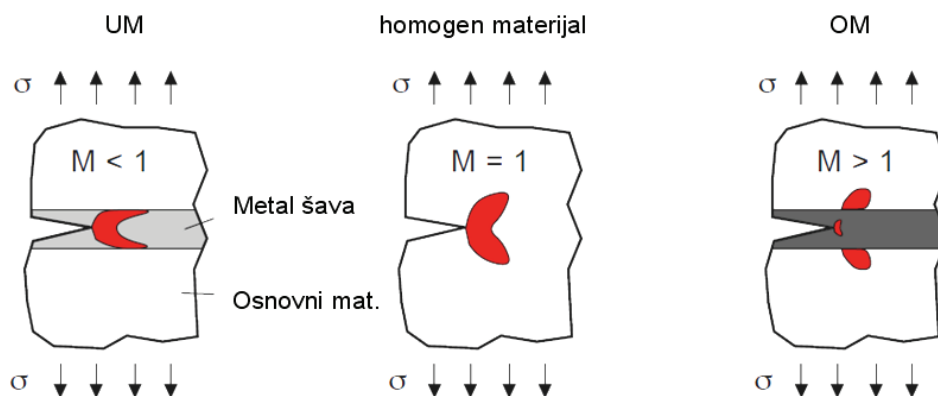
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

Efekat heterogenosti (*mismatch effect*) je prema [2.8] određen količnikom napona tečenja metala šava $\sigma_{Y(MŠ)}$ i osnovnog materijala $\sigma_{Y(BM)}$:

$$M = \frac{\sigma_{Y(MŠ)}}{\sigma_{Y(BM)}} \quad (3.1)$$

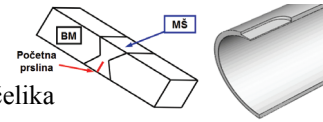
Ukoliko je $M < 1$, metal šava ima manju vrednost napona tečenja od osnovnog materijala - *undermatch* spoj (UM), za $M > 1$ radi se o *overmatch* spoju (OM), dok za $M = 1$: metal šava i osnovni materijal imaju istu vrednost napona tečenja - *evenmatch* spoj. Navedenim izrazom se uzima u obzir samo uticaj razlike u naponu tečenja na ponašanje spoja; i druge mehaničke osobine, kao što su modul elastičnosti ili eksponent deformacionog ojačavanja, takođe mogu imati različite vrednosti u metalu šava i osnovnom materijalu.

Uticaj nehomogenosti materijala u slučaju zavarenih spojeva sa prslinama se može sagledati kroz izgled polja plastičnih deformacija, slika 3.5. U zavisnosti od koeficijenta heterogenosti materijala M , plastična zona u zavarenom spoju ima različit oblik u poređenju sa homogenim materijalom za isti nivo opterećenja (izražen preko dovoljno udaljenog napona).



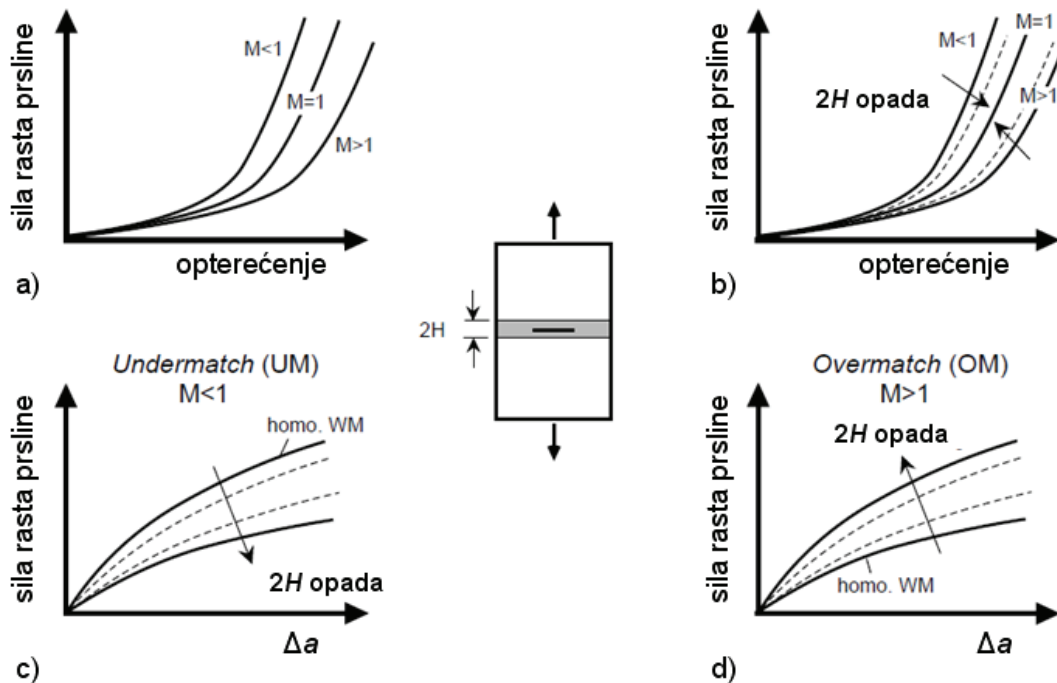
Slika 3.5 Izgled plastične zone u homogenom materijalu i zavarenim spojevima [3.8]

Lei i sar. [3.9] su analizirali uticaj razlike u mehaničkim osobinama ispitivanjem dvodimenzionalnih modela MT epruveta u ravnom stanju napona metodom konačnih elemenata. Različiti nivoi heterogenosti su postignuti variranjem osobina osnovnog materijala (BM), dok su osobine metala šava (WM) bile konstantne. Trend rezultata je prikazan na slici 3.6; za dato spoljno opterećenje, sila rasta prsline (u ovom slučaju



izražena preko J integrala) je veća za slučaj UM nego za slučaj kada metal šava ima iste mehaničke osobine kao osnovni metal (*evenmatch*). U slučaju OM metala šava postoji suprotan trend. Slična zavisnost dobijena je i u radu [3.10], razmatranjem SENB epruveta u uslovima ravnog stanja deformacije.

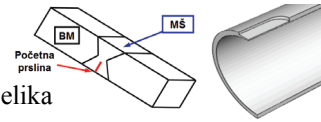
Međutim, pored uticaja heterogenosti materijala koji čine zavareni spoj, postoji i uticaj geometrije samog spoja. Kao što se vidi u donjem delu slike 3.6, promena širine spoja H dovodi do promene krive $J-\Delta a$, i to tako što smanjenje širine OM spoja dovodi do porasta vrednosti J integrala, dok smanjenje širine UM spoja dovodi do smanjenja vrednosti ovog parametra.



Slika 3.6 Uticaj razlike u mehaničkim osobinama na sile rasta prslina na MT epruveti [3.9]

Dong i Gordon [3.11] su primenom dvodimenzionalne elasto-plastične analize metodom konačnih elemenata razmatrali lom zavarenih MT epruveta. Za razliku od [3.9], osobine osnovnog materijala su bile konstantne, a korišćeni su metali šava različitih mehaničkih osobina. Dobijeno je da promena sila rasta prslina sa širinom spoja odgovara slici 3.6b, pri čemu uticaj širine nije izražen za male vrednosti opterećenja.

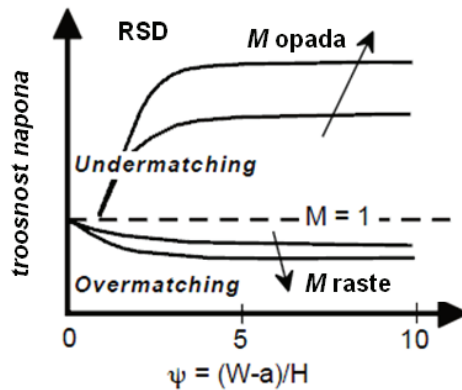
Zavisnost troosnosti napona od faktora m i geometrije spoja izražene preko parametra $\psi = (W - a)/h$ je data na slici 3.7. Ova zavisnost dobijena je u [3.12, 3.13] za MT



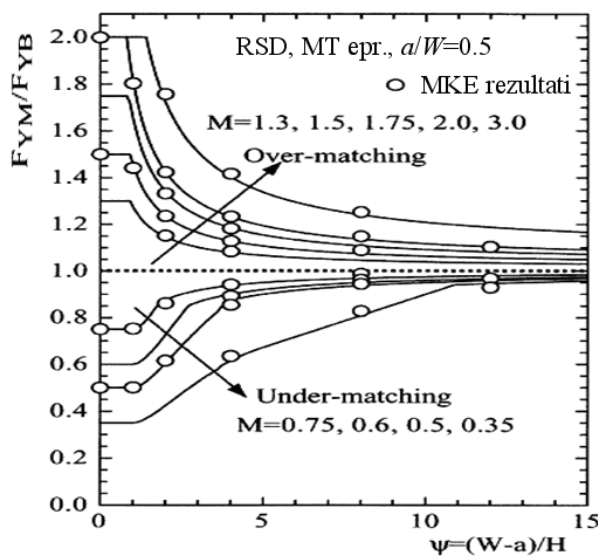
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

epruvetu, razmatranjem 2D modela u ravnom stanju deformacije. Vidi se da *overmatching* smanjuje vrednosti troosnosti u odnosu na homogen materijal ili *evenmatch* spoj, dok suprotan trend važi za *undermatching*.

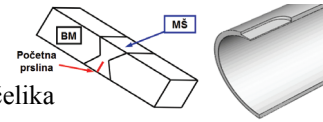
Kao što je navedeno u prethodnom tekstu, otpornost prema nastanku i rastu prsline u velikoj meri zavisi od heterogenosti materijala koji čine spoj i geometrije spoja. Međutim, ove osobine imaju veliki uticaj i na granična opterećenja, tj. opterećenja pri kojima dolazi do plastičnog tečenja u celom ligamentu ispred vrha prsline (*yield load*). Primer ovakve zavisnosti dat je na slici 3.8, gde su prikazani rezultati za MT epruvetu u zavisnosti od parametra $\Psi=(W-a)/h$.



Slika 3.7 Zavisnost troosnosti napona od geometrije i razlike u zateznim osobinama metala šava i osnovnog metala, prema [3.13]



Slika 3.8 Uticaj geometrije spoja na granično opterećenje (*yield load*) MT epruvete [3.14]

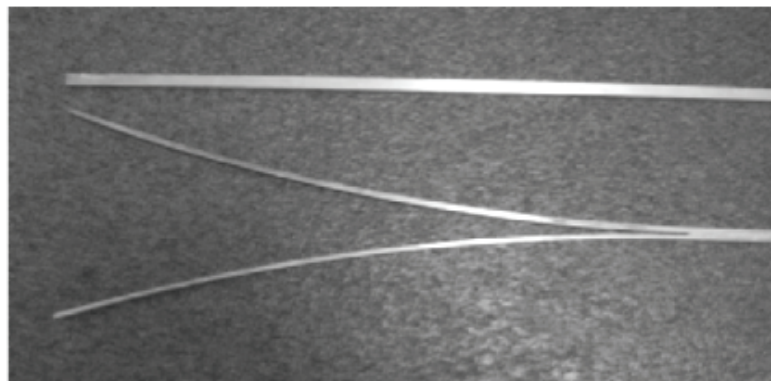


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

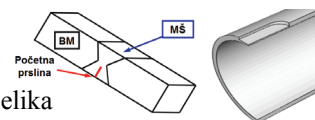
Granična opterećenja se koriste u okviru procedura za procenu integriteta konstrukcija (npr. SINTAP/FITNET), za određivanje otpornosti prema otkazu plastičnim kolapsom. Stoga, za adekvatnu procenu je veoma važno uzeti u obzir sve uticajne faktore, što se u slučaju zavarenih spojeva odnosi pre svega na razlike u osobinama zona spoja i geometriji spoja (uz prethodno navedene uticaje koji postoje i kod makroskopski homogenih materijala).

Zaostali naponi takođe mogu biti značajan uticajni faktor pri određivanju otpornosti prema lomu [3.15-3.18]. Ovo je naročito važno u slučaju zavarenih konstrukcija, imajući u vidu da se tokom procesa zavarivanja u zoni spoja razvijaju izuzetno visoke temperature.

Osim u postupcima spajanja materijala, zaostali naponi mogu nastati tokom proizvodnje i obrade materijala (npr. mehanička obrada, plastično deformisanje, itd.). Njihove vrednosti mogu se odrediti ispitivanjem sa ili bez razaranja. Od metoda ispitivanja bez razaranja, često se koriste magnetna metoda ili radiografija. Bušenje rupa u materijalu, nakon čega se deformacije u blizini rupa određuju primenom mernih traka, je jedna od metoda sa razaranjem za određivanje zaostalih napona. Takođe, ispitivani deo konstrukcije je moguće seći i duž neke putanje, kao što je prikazano na slici 3.9. Šipka izrađena od aluminijuma je sečena po uzdužnoj ravni simetrije, a deformisani oblik potvrđuje postojanje zaostalih napona.



Slika 3.9 Šipka od aluminijuma (poprečni presek 10 mm x 10 mm) pre i posle sečenja po uzdužnoj ravni simetrije [3.19]



3.3 Dvoparametarska mehanika loma

Definisanje odgovarajućeg kriterijuma za nastanak i stabilni rast prsline je jedan od veoma važnih pravaca razvoja elasto-plastične mehanike loma u prethodnom periodu. Razvoj žilavog loma se najčešće opisuje J - R krivama dobijenim ispitivanjem standardnih epruveta mehanike loma. Ovakav pristup zasnovan je na pretpostavci da je preko jednog parametra moguće odrediti otpornost materijala prema lomu. Međutim, mnoga istraživanja su pokazala da ove krive zavise od veličine epruvete, njene geometrije i načina opterećenja, kao što je opisano u prethodnom tekstu. Stoga, prenosivost krive na nivo konstrukcije može predstavljati problem u slučaju konstrukcija kod kojih ograničeno deformisanje nije izraženo. Najveći uticaj pri ovom posupku ima troosnost napona u oblasti ispred vrha prsline. Poređenje vrednosti troosnosti uzorka i konstrukcije je stoga jedan od načina da se dođe do odgovarajuće procene integriteta. Cilj je pronalaženje parametra koji određuje polja napona i deformacija, da bi se postigla prenosivost rezultata između različitih geometrija.

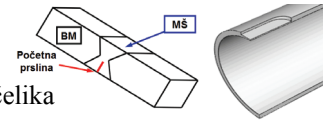
Nekoliko teorija (J - h , J - T , J - Q , J - A_2) je razvijeno u proteklom periodu sa ciljem da se kvantifikuje zavisnost otpornosti prema lomu materijala od geometrije strukture i prsline, o čemu će biti više reči u nastavku. I pored razlika u izvođenju, svi imaju istu pretpostavku - da se otpornost prema nastanku i rastu prsline može opisati primenom dva parametra.

3.3.1 J - h teorija

Faktor troosnosti h je parametar koji se može koristiti za kvantifikovanje uticaja geometrije strukture i prsline na otpornost prema lomu. On predstavlja odnos srednjeg napona i ekvivalentnog von Misesovog napona:

$$h = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \quad (3.2)$$

gde je $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$.



Fizički smisao ovog parametra dolazi do izražaja pri proučavanju žilavog loma, jer u gotovo svim modelima lokalnog pristupa postoji zavisnost parametra oštećenja od troosnosti. Naime, visok nivo troosnosti doprinosi rastu šupljina, jer na promenu njihove zapremine direktno utiče sferni deo tenzora napona, odnosno srednji napon (pogl. 4.3.1 i 4.4.3). Međutim, u tzv. *J-h* pristupu dvoparametarske mehanike loma on se uzima u obzir kao parametar, dok se u lokalnom pristupu na osnovu njega određuje razvoj oštećenja u materijalu.

3.3.2 *J-T* teorija

Williams [2.2] je pokazao da se polje napona u okolini vrha prsline u izotropnom elastičnom materijalu može izraziti kao beskonačni red u kome prvi član zavisi od $1/\sqrt{r}$, drugi je konstanta, treći zavisi od \sqrt{r} , itd. Za razliku od jednoparametarske (klasične) mehanike loma, gde se koristi samo prvi član (pogl. 2.1), predloženo je korišćenje još jednog člana, na sledeći način:

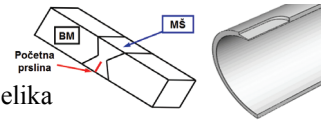
$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T \delta_{1i} \delta_{1j} \quad (3.3a)$$

gde je δ_{ij} Kroneckerov simbol, a $f_{ij}(\theta)$ su funkcije ugaonog položaja u odnosu na vrh prsline. Prethodni izraz se može napisati i kao:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} \end{bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{bmatrix} f_{11}(\theta) & f_{12}(\theta) \\ f_{21}(\theta) & f_{22}(\theta) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} T & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.3b)$$

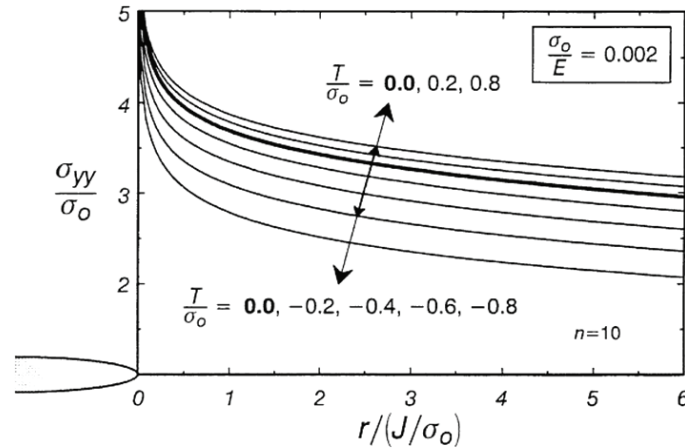
Drugi član, *T*-napon, ima veliki uticaj na oblik plastične zone i napone koji postoje u toj zoni, i upravo ovaj parametar je izabran za kvantifikovanje uticaja ograničenog deformisanja u [2.2]. Negativna vrednost *T* napona smanjuje vrednosti napona za oblik nastanka loma I u poređenju sa beskonačnim telom (za koje važi $T = 0$), dok pozitivna vrednost ovog napona povećava vrednosti napona. Negativna vrednost javlja se u slučaju geometrija sa niskim nivoom ograničenog deformisanja, a $T = 0$ ili pozitivna vrednost za one kod kojih je ograničeno deformisanje izraženo. Vrednost *T* napona se određuje na osnovu izraza:

$$T = \frac{\beta K_I}{\sqrt{\pi a}} \quad (3.4)$$



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

gde je β tzv. parametar dvoosnosti ili parametar ograničenog deformisanja. Pozitivne vrednosti β daju pozitivan T napon i malu razliku u naponskom polju, dok negativne vrednosti β daju negativan T napon i veliku razliku u naponskom polju, slika 3.10.



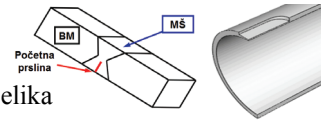
Slika 3.10 Zavisnost komponente napona normalne na pravac prsline od vrednosti T napona [3.20]

U slučaju epruveta koje se koriste za standardna ispitivanja mehanike loma, T napon se može odrediti na sledeći način:

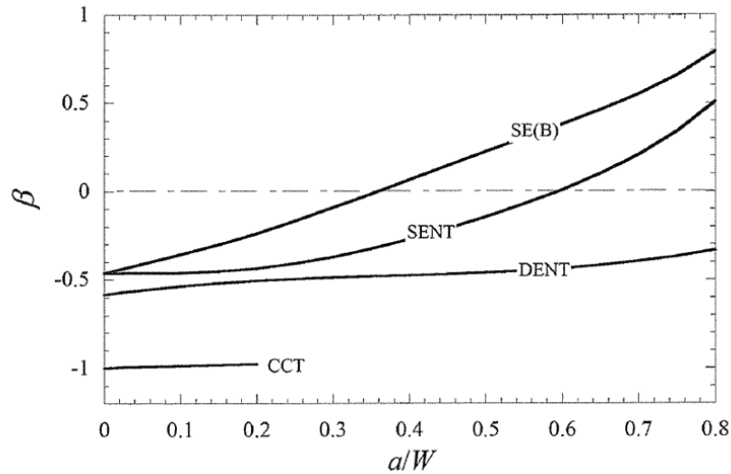
$$T = \frac{\beta P}{B\sqrt{\pi a W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.5)$$

gde je P opterećenje epruvete. Vrednost parametra β za SENB, SENT i DENT epruvete može se odrediti na osnovu slike 3.11, u zavisnosti od odnosa a/W . Vidi se da SENB epruveta ima najveće vrednosti ovog parametra, što ukazuje na izraženo ograničeno deformisanje ove geometrije usled savijanja. U literaturi [3.21, 3.22] su data rešenja za veći broj geometrija.

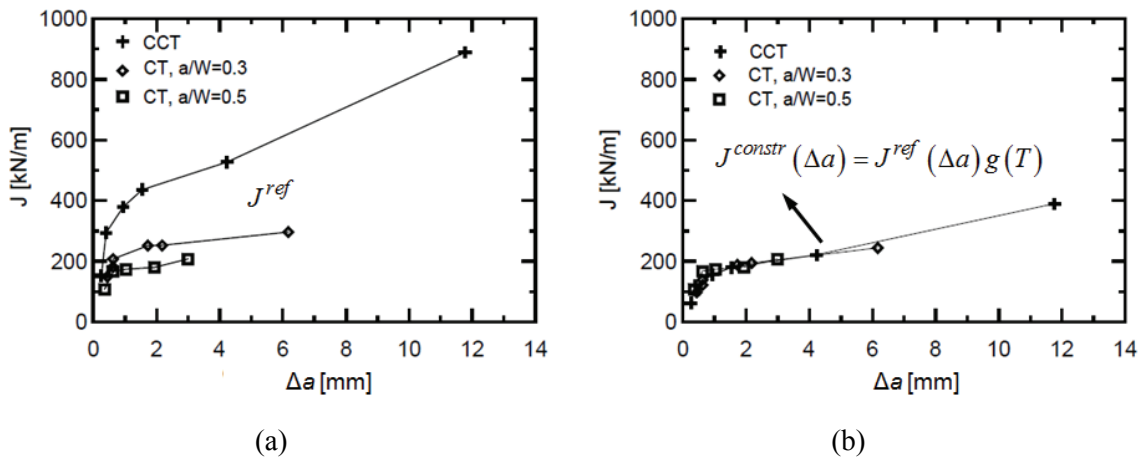
Primer korišćenja T -napona za formiranje krivih otpornosti prema lomu dat je na slici 3.12. Vidi se da krive dobijene ispitivanjem različitih epruveta pokazuju znatne razlike. Međutim, kada se one normalizuju preko T napona, dobija se kriva koja veoma malo zavisi od geometrije. Na slici 3.12, J^{constr} označava normalizovanu vrednost J integrala, J^{ref} vrednost dobijenu bez uzimanja u obzir ograničenog deformisanja, a $g(T)$ funkciju T napona.



Ograničenje u primeni J - T pristupa je činjenica da je T napon elastični parametar, tj. parametar koji je izveden uzimajući u obzir samo elastično deformisanje. Shodno tome, može se očekivati da greška koja prati njegovu primenu raste sa razvojem plastične deformacije u materijalu.



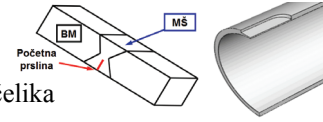
Slika 3.11 Vrednost parametra β za različite geometrije epruveta sa početnom prslinom [2.3]



Slika 3.12 Krive otpornosti prema lomu za različite geometrije sa prslinom (a) i normalizovane preko T -napona (b) [3.23]

3.3.3 J - Q teorija

Teorija J - Q je predložena kroz istraživanja O'Dowda i Shiha [3.24], i u njoj se uvodi Q kao parametar kojim se kvantifikuje ograničeno deformisanje ispred vrha prsline. Kao



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

što je ranije navedeno, polje napona u okolini prsline se u EPML može predstaviti stepenim redom, u kome je vodeći član rešenje prema Hutchinsonu, Rosengrenu i Riceu (HRR polje). Prema [3.24], svi ostali članovi višeg reda se grupišu u tzv. polje razlika:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{Diff} \quad (3.6)$$

O'Dowd i Shih su MKE analizom deformisanja različitih epruveta sa prslinom došli do zaključka da se naponi smicanja u okviru $(\sigma_{ij})_{Diff}$ mogu zanemariti u zoni ispred vrha prsline. Stoga, predložen je zapis polja napona u toj oblasti:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^{HRR} + Q_{HRR} \sigma_Y \delta_{ij} \quad \text{za} \quad r > J/\sigma_Y \quad \text{i} \quad |\theta| < \pi/2 \quad (3.7)$$

gde je Q_{HRR} (ili Q) parametar troosnosti napona kojim se izražava nivo srednjeg napona oko vrha prsline, a σ_{ij}^{HRR} je HRR polje napona:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{J}{\alpha \varepsilon_Y \sigma_Y I_n r} \right]^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (3.8a)$$

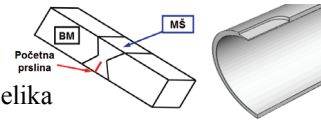
HRR polje deformacije je dato sledećim izrazom:

$$\varepsilon_{ij} = \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 \left[\frac{J}{\alpha \varepsilon_Y \sigma_Y I_n r} \right]^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (3.8b)$$

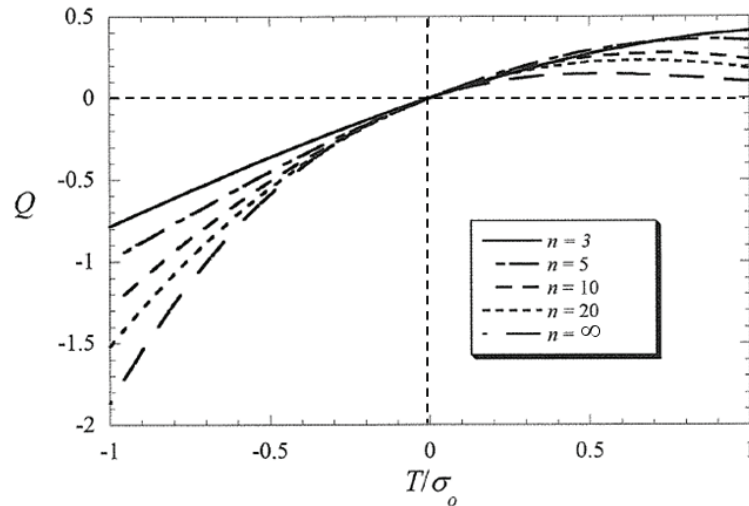
Bezdimenzionalna integraciona konstanta I_n zavisi od eksponenta deformacionog ojačavanja n , dok takođe bezdimenzionalne funkcije $\tilde{\sigma}_{ij}$ i $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ zavise od n i ugla θ . Tabele sa vrednostima veličina I_n , $\tilde{\sigma}_{ij}$ i $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ za slučajeve ravnog stanja napona i deformacija date su u [3.25]. Iz prethodnih izraza sledi:

$$Q = \frac{\sigma_{yy} - (\sigma_{yy})_{HRR}}{\sigma_Y} \quad \text{za} \quad \theta = 0, \quad r = 2J/\sigma_Y \quad (3.9)$$

Vrednost σ_{yy} se određuje primenom metode konačnih elemenata. Negativna, odnosno pozitivna vrednost parametra Q označavaju da srednji napon ima nižu, odnosno višu vrednost u odnosu na referentno polje ($Q = 0$). Geometrije sa negativnom vrednošću Q imaju nizak nivo troosnosti ispred vrha prsline, i obrnuto. Vrednost Q omogućuje kvantifikovanje razvoja ograničenog deformisanja sa povećavanjem plastične deformacije od SSY do LSY uslova.



Veza između parametara Q i T za različite vrednosti eksponenta deformacionog ojačavanja n data je na slici 3.13. Vidi se da se znak ovih veličina poklapa, ali da postoji razlika između njihovih vrednosti.

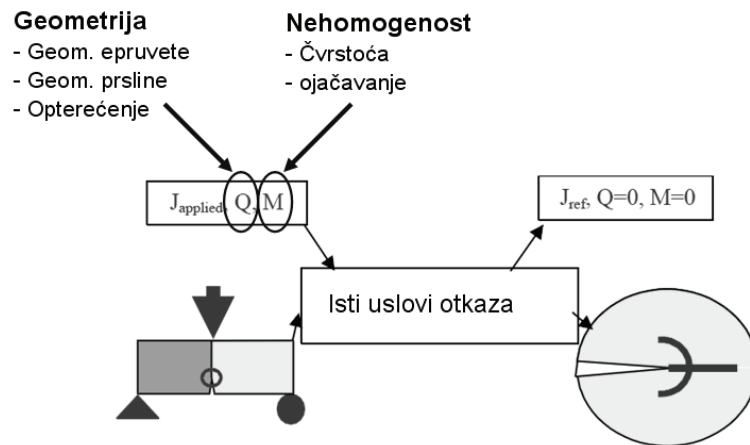
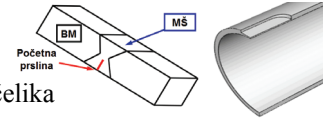


Slika 3.13 Veza između parametara Q i T za različite vrednosti eksponenta def. ojačavanja n [3.24]

Još jedna veza između parametara T i Q je data u [3.26]:

$$\begin{aligned}
 Q &= 0.64 \left(\frac{T}{\sigma_Y} \right) - 0.4 \left(\frac{T}{\sigma_Y} \right)^2, & \frac{T}{\sigma_Y} \leq 0, n = 13 \\
 Q &= 0.6 \left(\frac{T}{\sigma_Y} \right) - 0.75 \left(\frac{T}{\sigma_Y} \right)^2, & \frac{T}{\sigma_Y} \leq 0, n = \infty
 \end{aligned}
 \tag{3.10}$$

J - Q pristup je u [3.27-3.30] primenjen u analizi zavarenih spojeva, pri čemu su razdvojeni uticaji geometrije (dimenzije tela i prsline, geometrija, način opterećenja), i mehaničke nehomogenosti (napon tečenja, eksponent deformacionog ojačavanja) zona zavarenog spoja. U slučaju OM spojeva, naponi u blizini vrha prsline su niži u odnosu na istu geometriju i homogen materijal metala šava, dok suprotno važi za UM spojeve. U oba slučaja, veća razlika u mehaničkim osobinama i širina spoja h intenziviraju navedene uticaje.



Slika 3.14 Šematski prikaz J - Q - M pristupa, prema [3.31]

Prema J - Q - M teoriji, analizirana konfiguracija spoja se poredi sa referentnom konfiguracijom: homogen materijal, uslovi srazmerno malog tečenja (SSY), slika 3.14.

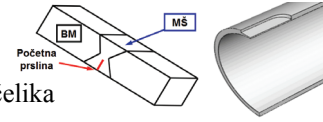
Primenom ovog pristupa kvantifikuju se polja napona oko vrha prsline u zavisnosti od geometrije, parametar Q , i materijala, parametar M [3.27]. Polje napona se izražava preko tri komponente:

$$\sigma_{ij} \approx \sigma_{ij}^{M=0, T=0} + Q\sigma_{Y(BM)} \bar{f}_{ij}^Q(\theta) + M\sigma_{Y(BM)} \bar{f}_{ij}^M(\theta) \quad (3.11)$$

gde je $\sigma_{Y(BM)}$ napon tečenja osnovnog materijala (BM), a \bar{f}_{ij}^Q i \bar{f}_{ij}^M su funkcije koje zavise od osobina materijala. Prvi deo izraza određuje homogeno rešenje, dok dva dodatna člana određuju uticaj geometrije i razlike u osobinama materijala.

Prema [3.27], Q_M predstavlja Q napon koji kvantifikuje razliku između raspodele napona oko vrha prsline zbog heterogenosti (*mismatchinga*) na rastojanju $r/(J/\sigma_Y) = 2$ i $\theta = 0$ od vrha prsline (r je radijalna koordinata u polarnom koordinatnom sistemu). Za elastično - idealno plastičan materijal, uticaj razlike u osobinama je određen na sledeći način:

$$Q_M = \begin{cases} 2.9 \left(\frac{1}{m} - 1 \right) \sqrt{\frac{J}{h\sigma_{Y(M\dot{S})}}} & m > 1, \frac{J}{h\sigma_{Y(M\dot{S})}} \leq 1 \\ 2.9 \left(\frac{1}{m} - 1 \right) & m > 1, \frac{J}{h\sigma_{Y(M\dot{S})}} > 1 \\ 0 & m \leq 1 \end{cases} \quad (3.12)$$



Autori [3.27-3.29] su primenom J - Q - M pristupa dobili dobre rezultate za OM spojeve, ali su utvrdili da se njegovom primenom za UM spojeve ne može na odgovarajući način opisati ponašanje pri lomu.

3.3.4 J - A_2 teorija

Teorija J - A_2 zasniva se na HRR poljima oko vrha prsline, kao i pristup J - Q . Yang i sar. [3.32] i Chao i sar. [3.33] su, polazeći od navedenih HRR rešenja, razvili sledeće izraze za polja u blizini vrha prsline u uslovima ravnog stanja deformacija:

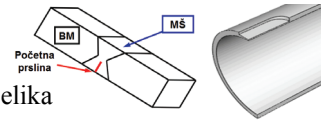
$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = A_1 \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{s_1} \tilde{\sigma}_{ij}^{(1)}(\theta, n) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_2} \tilde{\sigma}_{ij}^{(2)}(\theta, n) + A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_3} \tilde{\sigma}_{ij}^{(3)}(\theta, n) \right] \quad (3.13)$$

$$\frac{\varepsilon_{ij}}{\alpha \sigma_0} = A_1^n \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{ns_1} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(1)}(\theta, n) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{(n-1)s_1+s_2} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(2)}(\theta, n) + A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{(n-1)s_1+s_3} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(3)}(\theta, n) \right] \quad (3.14)$$

gde ugaone funkcije $\tilde{\sigma}_{ij}^{(k)}$ i $\tilde{\varepsilon}_{ij}^{(k)}$ i eksponenti s_k zavise samo od eksponenta deformacionog ojačavanja. L je karakteristični parametar dužine koji može biti dužina prsline a , širina epruvete W ili debljina B . Parametri A_1 i s_1 se određuju na osnovu HRR rešenja i imaju sledeće vrednosti:

$$A_1 = \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_Y \sigma_Y I_n r} \right)^{-s_1}, \quad s_1 = -\frac{1}{n+1} \quad (3.15)$$

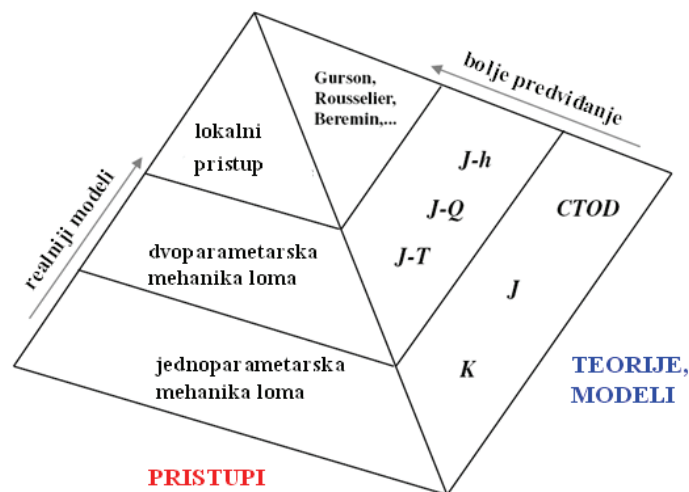
Za $n \geq 3$, vrednosti eksponentata s_k nisu međusobno nezavisne i povezane su na sledeći način: $s_3 = 2s_2 - s_1$. A_2 je parametar koji se može dovesti u vezu sa opterećenjem i geometrijom epruvete. Njegova vrednost određuje se poređenjem napona dobijenog primenom MKE i odgovarajuće vrednosti dobijene primenom izraza (3.13) i (3.14), prema [3.32]. Za razvoj loma oblika I, bezdimenzionalne funkcije $\tilde{\sigma}_{ij}^{(k)}$, $\tilde{\varepsilon}_{ij}^{(k)}$, s_k i I_n su date u [3.34]. Naravno, ukoliko je vrednost $A_2 = 0$, izrazi (3.13) i (3.14) se svode na HRR polja.



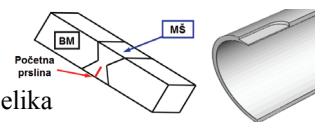
3.4 Lokalni pristup lomu

Kao što je navedeno u prethodnim poglavljima, nekoliko postupaka je razvijeno sa ciljem predviđanja zavisnosti žilavosti loma od geometrije i drugih faktora. Kao sledeći korak u analizi loma materijala, sedamdesetih godina prošlog veka došlo je do veoma intenzivnog razvoja metoda tzv. lokalnog pristupa lomu. Pri tome, u okviru ovog pristupa zastupljeni su različiti modeli koji opisuju mehanizme loma, npr. žilav lom, cepanje, kombinovani mehanizam, itd. Na slici 3.15 je prikazan šematski prikaz razvoja pojedinih pristupa kojima se pokušava kvantifikovati uticaj geometrije strukture i prsline na ponašanje pri lomu. Razlika između tri prikazana nivoa je ta što prvi nivo ne uključuje ograničeno deformisanje u analizu, drugi uzima u obzir preko odgovarajućeg parametra, a treći implicitno - praćenjem razvoja oštećenja u materijalu. Takođe, viši nivo podrazumeva i kompleksniju proceduru proračuna.

Primena lokalnog pristupa lomu omogućuje da se navedene pojave opišu u skladu sa mehanizmom oštećenja u materijalu, što je njegova prednost u poređenju sa dvoparametarskom mehanikom loma. Detaljan opis modela lokalnog pristupa dat je u pogl. 4, a upravo jedan od ovih modela (kompletni Gursonov model CGM [1.7]) je korišćen u ovom radu (pogl. 7 i 8) za određivanje uticaja geometrije i osobina materijala na otpornost prema lomu zavarenih spojeva i konstrukcija.



Slika 3.15 Različiti pristupi korišćeni za analizu loma [3.35]



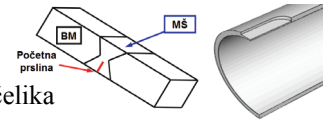
4. Lokalni pristup žilavom lomu

4.1 Mehanizam žilavog loma metalnih materijala

Realni materijali često u početnom (neopterećenom) stanju sadrže mnoštvo grešaka, kao što su mikroprslina ili šupljine. Tokom procesa deformisanja, ove unutrašnje greške mogu rasti i spajati se, što je praćeno daljim razaranjem materijala nastankom novih mikrooštećenja na mestima koncentracije napona (npr. oko uključaka, na granicama zrna ili oko različitih nehomogenosti). Navedene pojave izazivaju promenu makroskopskih osobina materijala i smanjenje njegove čvrstoće. Ovakav proces strukturnog slabljenja materijala, koji je izazvan nastankom, rastom i spajanjem mikroprslina i šupljina, se naziva oštećenje. U završnoj fazi dolazi do potpunog gubitka integriteta i nastanka makroskopske prslina.

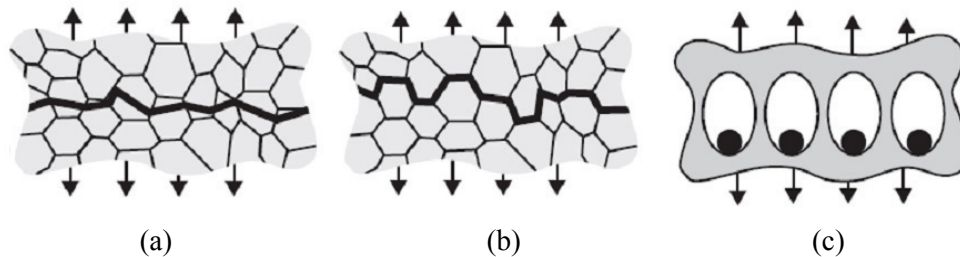
Oštećenje materijala pod dejstvom kvazistatičkog opterećenja se klasifikuje prema dominantnom makroskopskom fenomenu na cepanje, intergranularni lom (lom po granicama zrna) i žilav lom, što je šematski prikazano na slici 4.1. Dominantni mehanizam krtog oštećenja je nastanak i rast mikroprslina, a javlja se u keramičkim materijalima, geomaterijalima, betonu, itd. U ovoj disertaciji je razmatran samo žilav lom, te će stoga u ovom poglavlju biti dat opis mehanizma i prikazani modeli lokalnog pristupa ovom mehanizmu.

Žilavi lom metalnih materijala se odvija kroz tri faze (nastanak šupljina, njihov rast i spajanje) i tokom celokupnog procesa oštećenja se troši energija. Mehanizam nastanka žilavog loma ne zavisi od geometrije koja se razmatra, pa se tri navedene faze javljaju i kod loma cilindrične glatke epruvete koja služi za određivanje zateznih osobina



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

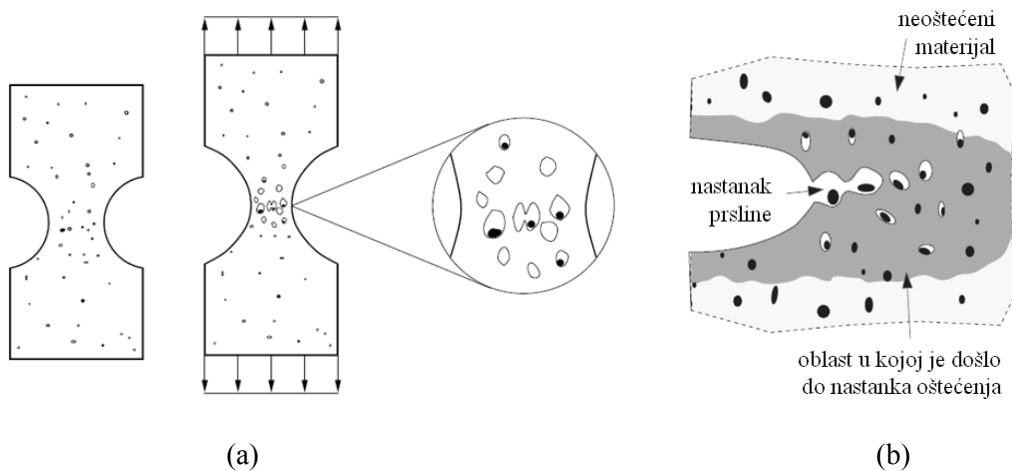
materijala, cilindrične epruvete sa žlebom (sl. 4.2a), ali i kod geometrija sa početnom prslinom (sl. 4.2b).



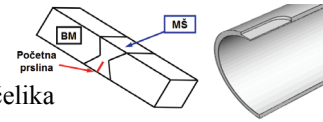
Slika 4.1 Različiti mehanizmi loma u metalnim materijalima izloženi dejstvu statičkog opterećenja: lom cepanjem (a), intergranularni lom (b) i žilav lom (c) [2.3]

Polomljena cilindrična glatka epruveta najčešće ima karakterističan "čaša i kupa" oblik, a prelomna površina se sastoji od središnjeg dela sa uočljivim jamicama i koničnog dela, koji na makroskopskim snimcima podseća na lom izazvan smicanjem. Nestabilno plastično tečenje je izazvano u uskoj zoni vrata epruvete, što sugeriše da su oštećenje materijala i završna faza žilavog loma izuzetno lokalnog karaktera [1.1].

Temperatura, vrsta spoljnog opterećenja, brzina deformisanja i raspodela čestica u metalnoj osnovi su primeri faktora koji mogu uticati na u primeri faktora koji mogu uticati na mehanizam loma. Šta više, do otkaza nosivosti istog materijala u zavisnosti od navedenih faktora može doći mehanizmom žilavog ili krtog loma, ali i kombinovanim mehanizmom.

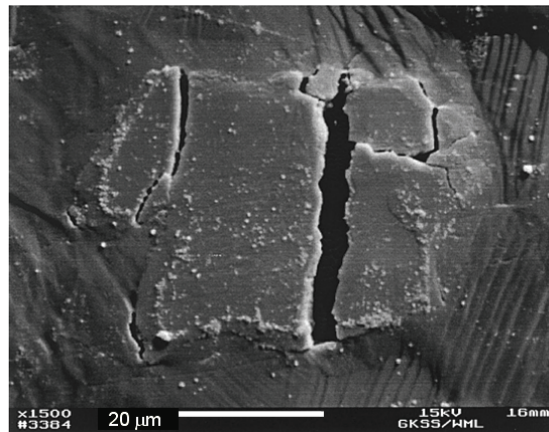


Slika 4.2 Mehanizam nastanka žilavog loma u cilindričnoj epruveti sa žlebom [4.1] (a) i epruveti sa početnom prslinom [4.2] (b)



4.1.1 Nastanak, rast i spajanje šupljina

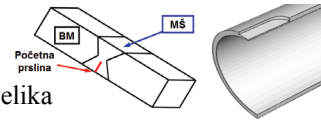
U analizi žilavog loma čelika, sadržaj nemetalnih uključaka i čestica sekundarne faze, kao dve osnovne grupe čestica oko kojih nastaju šupljine, je važan podatak za adekvatnu primenu lokalnog pristupa. Ovaj sadržaj se najčešće izražava preko zapreminskog udela, a može se odrediti kvantitativnom mikrostrukturnom analizom ili korišćenjem približnih izraza za izračunavanje sadržaja čestica u metalnoj osnovi preko hemijskog sastava materijala. Šupljine na mestima čestica mogu nastati na dva načina: odvajanjem čestica od osnove i lomom čestice; izgled polomljene čestice Al_3Ti u osnovi aluminijuma (radi se o komercijalno čistom aluminijumu) dat je na slici 4.3.



Slika 4.3 Polomljena čestica Al_3Ti u osnovi aluminijuma [4.3]

Prisustvo šupljine dovodi do lokalne koncentracije napona i deformacije u metalnoj osnovi. Pod dejstvom spoljnog opterećenja, šupljina menja svoj oblik i zapreminu, što čini analizu polja napona i deformacije veoma složenom. Olakšavajuća okolnost je da je broj šupljina u inicijalnoj fazi žilavog loma mali i da je njihovo međusobno rastojanje veliko, što pruža mogućnost razmatranja rasta izolovane šupljine. Ovo predstavlja osnovu modela nespregnutog pristupa žilavom lomu [1.1].

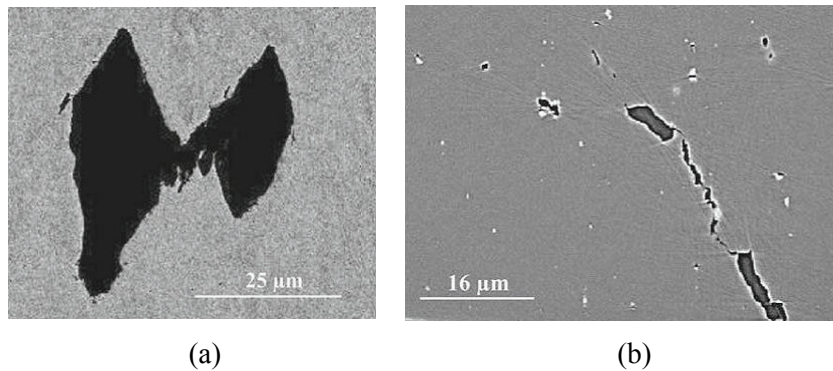
McClintock [4.4] je prvi predložio izraz za rast šupljine elipsoidnog oblika u elasto-plastičnom materijalu. Prema njemu, promena zapremine šupljine zavisi od troosnosti naponskog stanja, komponenata plastične deformacije i eksponenta deformacionog ojačavanja materijala. Ovo rešenje je poslužilo za definisanje rasta šupljine u većem



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

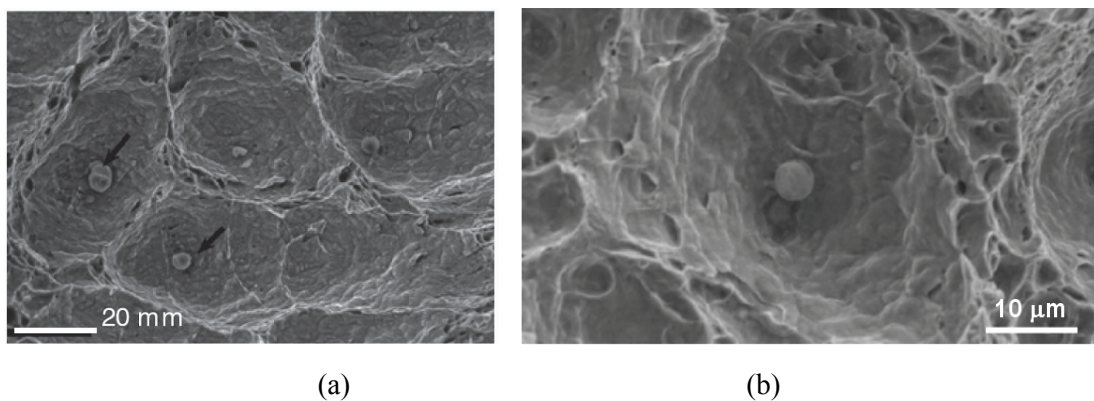
broju modela lokalnog pristupa, tako što je uvelo sferni deo tenzora napona u analizu rasta šupljina.

Do spajanja šupljina dolazi tokom lokalizacije plastične deformacije na mikroskopskom nivou - u ligamentima između šupljina. Lokalizacija se može javiti u bilo kojoj ravni u odnosu na ose glavnih deformacija, u zavisnosti od orijentacije ligamenta između dve šupljine koje se spajaju [1.1]. Na slici 4.4 prikazane su dve mikrofotografije na kojima se vide primeri spajanja šupljina u čeliku A508 i visokočvrstoj leguri aluminijuma.

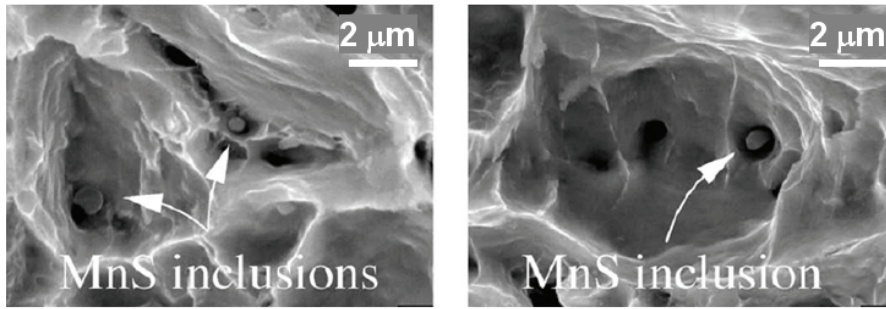
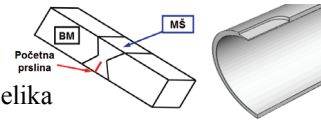


Slika 4.4 Spajanje šupljina: čelik A508 (a) i visokočvrsta legura aluminijuma (b) [4.5]

Na slici 4.5 je data mikrofotografija prelomne površine čelika X100 i legure aluminijuma. Na ovim mikrofotografijama se vide jamice nastale spajanjem šupljina, karakteristične za mehanizam žilavog loma. U pojedinim jamicama se vide čestice oko kojih su nastale šupljine u inicijalnoj fazi loma. SEM snimci prelomnih površina na slici 4.6 takođe prikazuju jamice sa česticama MnS.

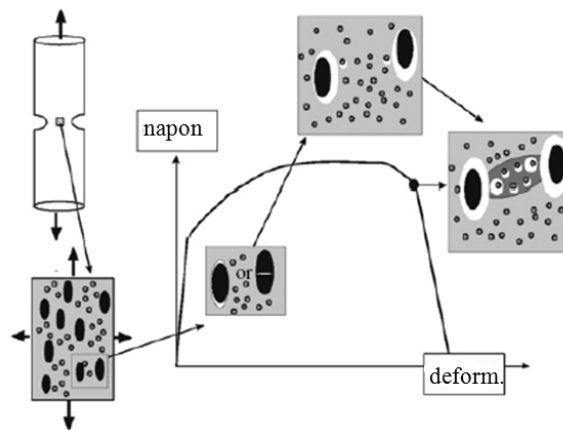


Slika 4.5 Jamice na prelomnoj površini čelika X100 [4.6] (a) i legure aluminijuma [3.19] (b) sa česticama oko kojih su nastale šupljine



Slika 4.6 SEM snimci prelomne površine niskolegiranog čelika [4.7]

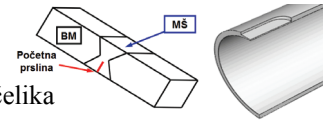
U zoni izraženog lokalnog plastičnog deformisanja, u ligamentima između šupljina, najčešće postoji mnoštvo manjih, sekundarnih šupljina, nastalih oko manjih čestica u materijalu. Ovaj proces, tj. nastanak sekundarnih šupljina, je karakterističan za završnu fazu žilavog loma, a prikazan je na slici 4.7.



Slika 4.7 Šematski prikaz mehanizma oštećenja u materijalu koji sadrži dve vrste čestica [4.8]

4.2 Mikromehanički modeli

Mikromehanički modeli čine osnovu lokalnog pristupa žilavom lomu i predstavljaju celinu sa ispitivanjima mikrostrukture i mehaničkih osobina, ispitivanjima mehanike loma i numeričkim proračunima. Imajući u vidu da se parametri koji se koriste u kvantifikovanju oštećenja i loma računaju lokalno, mikromehanički modeli omogućuju prenosivost ovih parametara na različite geometrije. Za razliku od metoda tzv. globalnog pristupa mehanike loma, mogu se razmatrati geometrije bez početne prsline,



jer će i kod njih dostizanjem kritične vrednosti korišćenog mikromehaničkog parametra doći do nastanka žilavog loma na kritičnom mestu u epruveti ili konstrukciji [1.1].

Modeli **nespregnutog pristupa** se zasnivaju na postprocesorskom izračunavanju parametara oštećenja, na osnovu prethodno obavljenih eksperimentalnih ispitivanja i proračuna MKE. Ovaj postupak se zasniva na pretpostavci da razvoj oštećenja mehanizmom žilavog loma ne utiče značajno na kriterijum i zakon plastičnog tečenja sve do pred sam gubitak nosivosti i lom, [4.9-4.12].

Modeli **spregnutog pristupa** su zasnovani na primeni mehanike oštećenja kontinuuma i uzimaju u obzir pojavu postepenog slabljenja materijala usled nastanka, rasta i spajanja šupljina, sve do završnog loma. Ovi modeli koriste tzv. "unutrašnje promenljive" (skalare, vektore ili tenzore) za određivanje nivoa oštećenja u materijalu. Prisustvo šupljina utiče na polja napona i deformacije u materijalu, parametar oštećenja sadržan u izrazu za kriterijum plastičnog tečenja.

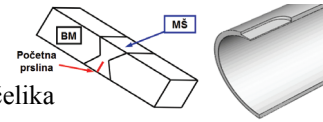
4.3 Modeli nespregnutog pristupa

4.3.1 Rast izolovane šupljine

Modeli nespregnutog pristupa žilavom lomu se zasnivaju na rastu izolovane šupljine u materijalu koji se pod dejstvom spoljnog opterećenja elasto-plastično deformiše. Primena ove analize je moguća ako je, u inicijalnoj fazi žilavog loma, broj šupljina u metalnoj osnovi mali, a njihova udaljenost velika, tako da koncentracija napona i deformacije na početku rasta šupljina ne utiče na susedne šupljine, [4.13, 4.14]. Smatra se da prisustvo šupljina ne dovodi do značajne promene ponašanja materijala [4.15], tako da parametar oštećenja nije sadržan u kriterijumu plastičnog tečenja. Najčešće korišćeni kriterijum tečenja za metale i legure je von Misesov:

$$I_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} = \frac{1}{6} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 \right] = k^2 \quad (4.1)$$

gde je k napon smicanja pri plastičnom tečenju materijala, I_2 druga invarijanta tenzora napona, σ_1 , σ_2 i σ_3 glavni naponi, a S_{ij} ($i, j = 1..3$) devijator tenzora napona $S_{ij} = \sigma_{ij} -$



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

$\sigma_m \delta_{ij}$ (δ_{ij} je Kroneckerov delta simbol, σ_{ij} komponente tenzora napona, a σ_m srednji napon).

Da bi se uzeo u obzir uticaj koncentracije napona usled postojanja šupljine koja tokom vremena menja oblik i zapreminu, potrebno je u analizu uvrstiti i sferni deo tenzora napona :

$$\sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{ii} = \frac{1}{3} I_1 \quad (4.2)$$

gde je I_1 prva invarijanta tenzora napona.

U analizi rasta izolovane šupljine, Rice i Tracey [1.2] su pošli od sfernog oblika šupljine koji se tokom delovanja spoljnog opterećenja menja u elipsoid izdužen u pravcu najveće glavne deformacije (sl. 4.8). Za rast ovakve šupljine u beskonačnoj elastično - idealno plastičnoj sredini koja se ponaša po von Misesovom kriterijumu tečenja, izveli su izraz za prirast srednjeg poluprečnika elipsoidne šupljine $R = (R_1 + R_2 + R_3)/3$, gde indeksi 1, 2 i 3 označavaju koordinatne pravce:

$$\frac{dR}{R} = 0.283 \exp\left(\frac{3 \sigma_m}{2 \sigma_Y}\right) d\varepsilon_{eq}^p \quad (4.3)$$

gde je σ_Y napon tečenja, a $d\varepsilon_{eq}^p$ prirast ekvivalentne plastične deformacije:

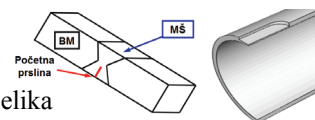
$$d\varepsilon_{eq}^p = \sqrt{\frac{2}{3} (d\varepsilon_{ij}^p)(d\varepsilon_{ij}^p)} \quad (4.4)$$

Iz izraza (4.3) sledi da je promena zapremine utoliko izraženija što je količnik σ_m/σ_Y veći, što ukazuje na uticaj srednjeg napona na pojavu žilavog loma.

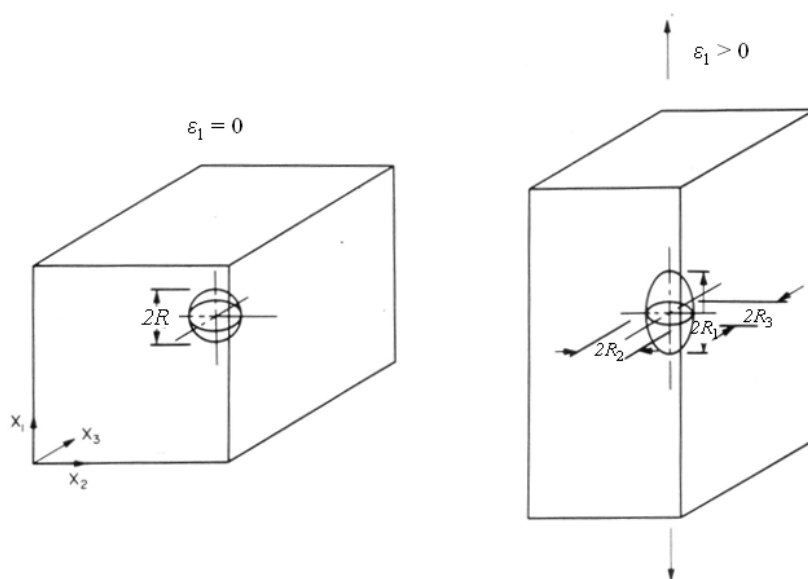
Istraživačka grupa Beremin [1.3] je u izraz Ricea i Traceya, umesto napona tečenja, uvrstila ekvivalentni von Misesov napon σ_{eq} i time uzela u obzir ojačavanje materijala:

$$\ln\left(\frac{R}{R_0}\right) = 0.283 \int_0^{\varepsilon_{eq}^p} \exp\left(\frac{3 \sigma_m}{2 \sigma_{eq}}\right) d\varepsilon_{eq}^p \quad (4.5)$$

gde je R_0 početni poluprečnik šupljine, a izraz je integraljen do trenutne vrednosti ekvivalentne plastične deformacije, kojoj odgovara trenutni srednji poluprečnik šupljine R . Količnik σ_m/σ_{eq} predstavlja troosnost naponskog stanja; ekvivalentni von Misesov napon σ_{eq} dat je izrazom:



$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} \quad (4.6)$$



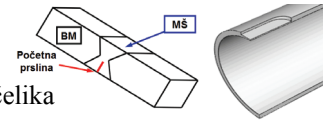
Slika 4.8 Deformisana i nedeformisana šupljina u materijalu izloženom zatezanju

Izmenu modela Ricea i Traceya i istraživačke grupe Beremin je predložio i Huang [4.16], koji je više značaja u analizi posvetio uticaju elastične deformacije na pojavu loma u uslovima velike troosnosti naponskog stanja. Chaouadi i sar. [4.17, 4.18] su razmatrali razvoj žilavog loma u materijalu praćenjem rada plastičnog deformisanja po jedinici zapremine, a više detalja o navedenim modelima nespregnutog pristupa je dato u [1.1].

4.3.2 Kritični rast šupljine

Jedan od najvećih problema u primeni modela nespregnutog pristupa je opis poslednje faze oštećenja koja dovodi do završnog loma. Pošavši od analize rasta izolovane šupljine, istraživačka grupa Beremin [1.3] je predložila jednostavan kriterijum pri kome se ispitivana struktura lomi; izraz (4.3) je potrebno integraliti do deformacije pri lomu ε_f , koja se može odrediti eksperimentalno:

$$\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_c = 0.283 \int_0^{\varepsilon_f} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) d\varepsilon_{eq}^p \quad (4.7)$$



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

gde je $(R/R_0)_c$ kritični odnos rasta šupljina. Na isti način je moguće definisati kriterijum otkaza za ostale modele nespregnutog pristupa spomenute u prethodnom poglavlju.

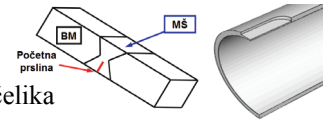
Izraz (4.7) treba primeniti na kritičnim mestima strukture: ispred prsline za geometriju sa početnom prslinom i na mestima koncentracije napona ili velike troosnosti na geometrijama bez početne prsline [1.1].

Chaouadi i sar. [4.18] su na osnovu rezultata Ricea i Johnsona [4.19] pokazali da nespregnuti pristup u razmatranju žilavog loma sadrži još jedan parametar koji nije u direktnoj vezi sa odnosom rasta šupljina - karakteristično ili kritično rastojanje l_c . Parametar l_c postoji zapravo i u analizama koje su dali Rice-Tracey i grupa Beremin, s tim da je pri ispitivanju geometrija bez početne prsline uticaj ovog parametra mali (osim za velike vrednosti troosnosti) i analiza loma glatke epruvete se može izvesti i bez njega [4.20]. To doprinosi mogućnosti da se modelima nespregnutog pristupa odredi otpornost materijala prema pojavi prsline korišćenjem samo parametra R/R_0 , uz ograničenja koja su data u dosadašnjem tekstu. Značaj l_c dolazi do izražaja pri ispitivanju geometrija sa početnom prslinom, gde se dovodi u vezu sa mikrostrukturom materijala (najčešće srednjim slobodnim putem između čestica oko kojih nastaju primarne šupljine) i uticajem veličine konačnih elemenata (KE) u okolini vrha prsline na predviđanje otpornosti prema lomu primenom lokalnog pristupa [1.1].

Ispitujući CT epruvete izrađene od čelika SA333 Gr.3, Dutta i Kushwaha [4.11] su predložili proširenje modela Rice i Traceya kojim se smanjuje uticaj karakterističnog rastojanja na rezultate. Došli su do zaključka da se kao parametar oštećenja umesto R/R_0 može koristiti ψ integral, definisan na sledeći način:

$$\psi = \int_A \left\{ 0.283 \int_0^{\varepsilon_{eq}^p} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) d\varepsilon_{eq}^p \right\} dA \quad (4.8)$$

gde oblast integracije A predstavlja krug oko vrha prsline poluprečnika $r = 2J/\sigma_y$. Ova oblast (procesna zona loma) se povećava tokom opterećivanja epruvete, zbog porasta vrednosti J integrala. Kritična vrednost ψ integrala određena je na osnovu J_i (pogl. 2.4), a zatim primenjena pri određivanju početka rasta prsline na cevima od istog materijala. Zaključeno je da se početak rasta prsline može predvideti primenom ovog parametra, a



rezultati doprinose manjem uticaju karakterističnog rastojanja u poređenju sa modelom Ricea i Traceya.

4.4 Modeli spregnutog pristupa

Osim pitanja validnosti analize izolovane šupljine u materijalu u kome tokom delovanja opterećenja nastaje veći broj šupljina, postavlja se pitanje tačnosti ovakvog pristupa sa stanovišta uticaja poroznosti na kriterijum tečenja. U radovima Berga [4.21] i Gursona [1.4] je predložen kriterijum plastičnog tečenja koji uzima u obzir oštećenje materijala usled postojanja šupljina, eksplicitnom zavisnošću od srednjeg napona i zapreminskog udela šupljina u razmatranoj zapremini, f , datog izrazom:

$$f = \frac{V_{voids}}{V} \quad (4.9)$$

koji je definisan preko količnika zapremine šupljina (*voids*) i ukupne zapremine materijala koji se deformiše. Veličina f se često naziva i poroznost.

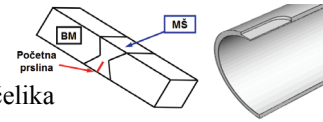
4.4.1 Nastanak i rast šupljina

Šupljine nastaju usled oštećenja na mestima uključaka i čestica sekundarne faze tokom plastičnog deformisanja materijala (u tekstu koji sledi, koristiće se jedinstvena oznaka - čestice). Nastanak šupljine može biti izazvan dekohezijom - odvajanjem čestice od osnove (sl. 4.9a) ili njenim lomom, što je prikazano na slikama 4.3 i 4.9b. Da bi se uzela u obzir ova pojava, Chu i Needleman [4.22] su predložili da se ukupna brzina rasta poroznosti u materijalu izloženom spoljnom opterećenju razloži na dva člana: prvi predstavlja rast zapreminskog udela šupljina, dok drugi doprinosi ukupnoj brzini rasta preko nastanka novih šupljina:

$$\dot{f} = \dot{f}_{rasta} + \dot{f}_{nastanka} \quad (4.10)$$

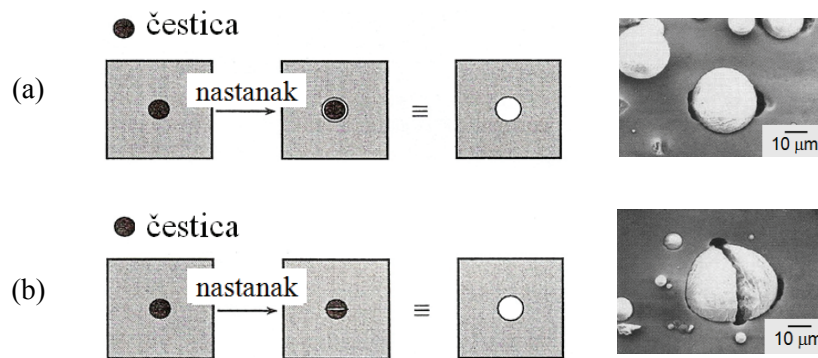
Rast šupljina zavisi isključivo od veličine plastične deformacije:

$$\dot{f}_{rasta} = (1-f) \dot{\epsilon}_{ii}^p \quad (4.11)$$



gde su $\dot{\epsilon}_{ii}^p$ komponente na glavnoj dijagonali plastičnog dela tenzora brzine deformacije.

Početna vrednost zapreminskog udela šupljina f_0 najčešće odgovara sadržaju nemetalnih uključaka f_v ili njihovog dominantnog dela (npr. MnS kod manganskih čelika), posebno krupnijih čestica, koje se lakše odvajaju od osnove materijala. Ovaj sadržaj se može odrediti kvantitativnom mikrostrukturnom analizom [1.1], a u nedostatku rezultata te analize koriste se približni izrazi za njegovo izračunavanje preko hemijskog sastava materijala, poput Franklinovog za čelike [4.23].



Slika 4.9 Nastanak šupljina odvajanjem čestice od osnove (a) i lomom čestice (b), na primeru legure aluminijuma 6061 ojačane česticama Al_2O_3 [4.24]

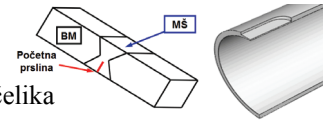
Postojanje širokog opsega veličina i vrsta čestica čini mehanizam nastanka šupljina u metalnim materijalima složenim za modeliranje. Stoga, nije moguće govoriti o jedinstvenom modelu koji se može koristiti za opisivanje prve faze žilavog loma u većini metalnih materijala, već o pristupu koji je u stanju da uzme u obzir specifičnosti oštećenja razmatranog metala ili legure.

Nastanak novih šupljina se opisuje članom $\dot{f}_{nastanka}$ u izrazu (4.10), pri čemu pojava šupljina može biti kontrolisana naponom ili deformacijom, [4.22]. Ukoliko se nastanak šupljina prati u odnosu na deformaciju, dinamika nastanka se može predstaviti:

$$\dot{f}_{nastanka} = A_N \dot{\epsilon}_{eq}^p \quad (4.12)$$

gde je A_N parametar koji zavisi od polja deformacije, istorije napona i statističke raspodele čestica.

Istraživanje Chua i Needlemana [4.22] sugeriše normalnu (Gaussovu) raspodelu kao najpodesniju za kvantitativno praćenje nastanka novih - sekundarnih šupljina:



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

$$A_N = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left(-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_{eq}^p - \varepsilon_N}{s_N} \right)^2 \right) \quad (4.13)$$

gde je f_N zapreminski udeo čestica oko kojih mogu nastati šupljine, ε_N je srednja deformacija nastanka šupljina² (sl. 4.10a), a s_N je standardna devijacija ove vrednosti. Promenom standardne devijacije menja se interval vrednosti deformacije u kome dolazi do nastanka najvećeg broja šupljina.

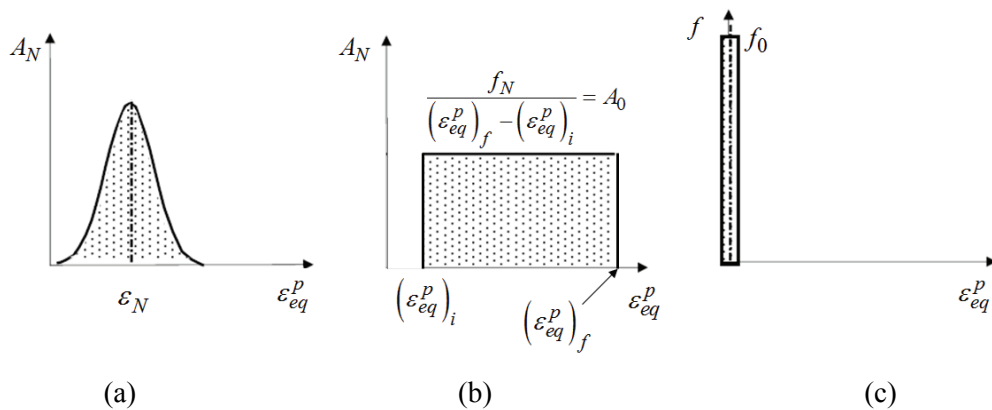
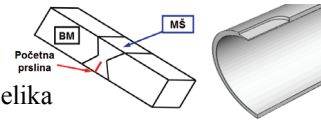
Besson i sar. [4.25], Zhang i sar. [1.7] i Pardoen i Besson [4.26] su koristili konstantnu brzinu nastanka šupljina u intervalu određenom vrednostima deformacije pri kojima počinje $(\varepsilon_{eq}^p)_i$ i završava se $(\varepsilon_{eq}^p)_f$ proces nastanka:

$$A_N = \frac{f_N}{(\varepsilon_{eq}^p)_f - (\varepsilon_{eq}^p)_i} = A_0 \quad (4.14)$$

gde se desni deo intervala najčešće poklapa sa deformacijom pri lomu, koju je moguće odrediti eksperimentalno (sl. 4.10b).

Izrazom (4.13) opisan je jedan od mogućih načina modeliranja diskontinualnog nastanka šupljina. Pojednostavljeni model diskontinualnog nastanka šupljina predviđa da sve šupljine nastaju u uskom intervalu deformacije na samom početku oštećenja materijala i određen je potpuno veličinom početnog zapreminskog udela šupljina f_0 (sl. 4.10c). U tom slučaju važi da je $\dot{f}_{nastanka} = 0$. Ovaj model se primenjuje za materijale kod kojih se može zanemariti uticaj sekundarnih šupljina na nastanak žilavog loma. Takođe, korišćenje diskontinualnog modela prikazanog na slici 4.10c ne isključuje i primenu jednog od modela datih na slikama 4.10a i 4.10b, što predstavlja modeliranje primarnih šupljina nastalih oko većih šupljina pri malim vrednostima deformacije, i sekundarnih koje nastaju u odmakloj fazi loma oko sitnijih čestica [1.1].

² Deformacija pri kojoj je polomljeno ili se odvojilo od osnove 50% čestica



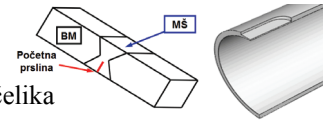
Slika 4.10 Modeli nastanka šupljina: diskontinualno - prema normalnoj raspodeli (a), kontinualno u određenom rasponu vrednosti deformacija (b) i diskontinualno - "trenutni" nastanak šupljina (c)

4.4.2 Gursonov model

Za razliku od von Misesovog, kriterijum plastičnog tečenja koji je uveo Gurson [1.4] uzima u obzir oštećenje materijala usled postojanja šupljina i uticaj troosnosti naponskog stanja. Na osnovu njega je nastao Gursonov model, koji razmatra poroznu sredinu³ pod dejstvom spoljnog opterećenja. Nivo poroznosti koji se razmatra u analizi oštećenja mehanizmom žilavog loma kvantitativno nije veliki: početni zapreminski udeo šupljina je najčešće manji od 1-3%, osim kod različitih livova i metal-matričnih kompozita. Prvobitni model je u protekle tri decenije pretrpeo značajna poboljšanja, od kojih su najčešće primenjivana u analizi žilavog loma metalnih materijala data u nastavku.

Na osnovu radova McClintocka [4.4] i Ricea i Traceya [1.2], Gurson [1.4] je razvio više modela jediničnih ćelija (*unit cell*) koje sadrže šupljine: cilindrična šupljina u cilindru (sl. 4.11a), sferna šupljina u sferi (sl. 4.11b) i cilindrična, odnosno sferna šupljina sa krutim segmentima materijala oko šupljine (sl. 4.11c i d) - da bi se uzelo u obzir

³ Nivo poroznosti koji se razmatra u analizi oštećenja mehanizmom žilavog loma kvantitativno nije veliki: početni zapreminski udeo šupljina je najčešće manji od 1%, osim kod različitih livova i metal-matričnih kompozita. Takođe, značajan broj šupljina nastalih tokom delovanja spoljnog opterećenja je ograničen na uske zone većih vrednosti troosnosti naponskog stanja u materijalu.

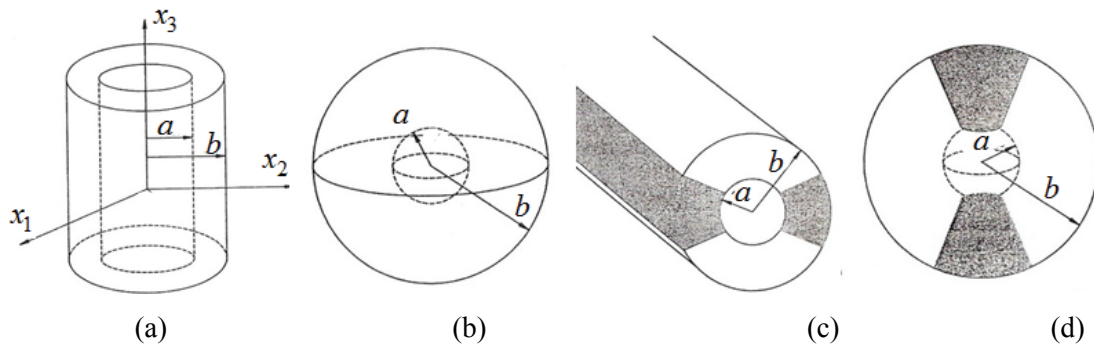


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

lokalizovano deformisanje u ligamentu između šupljina. Približno rešenje za površ tečenja razmatranih sredina ima oblik [1.4]:

$$\phi = \frac{3S_{ij}S_{ij}}{2\sigma_Y^2} + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_m}{2\sigma_Y}\right) - [1 + f^2] = 0 \quad (4.15)$$

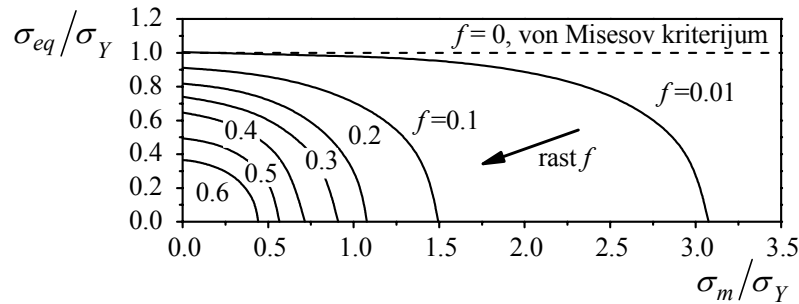
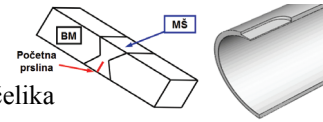
odakle se vidi da se za vrednost $f = 0$ izraz (4.15) svodi na von Misesov kriterijum tečenja za elastično - idealno plastični materijal. Predloženi konstitutivni izraz je nastao na osnovu pretpostavke da se porozan materijal ponaša izotropno, odnosno materijal se posmatra kao kontinuum koji je oslabljen postojanjem šupljina, gde je parametar oštećenja - zapreminski udeo šupljina - eksplicitno sadržan u (4.15). To podrazumeva izračunavanje ove veličine tokom elasto-plastičnog proračuna, bez direktnog modeliranja pojedinačnih šupljina, već uzimanjem u obzir efekta njihovog postojanja razmatranjem poroznog kontinuuma [1.1].



Slika 4.11 Jedinične ćelije sa šupljinama: cilindrična šupljina u cilindru (a), sferna šupljina u sferi (b), cilindrična šupljina u cilindru sa krutim segmentima materijala oko šupljine (c) i sferna šupljina u sferi sa krutim segmentima materijala oko šupljine (d) [1.4]

Na slici 4.12 je prikazana površ tečenja prema von Misesovom kriterijumu i nekoliko površi tečenja prema Gursonovom kriterijumu, za različite vrednosti zapreminskog udela šupljina.

Površ tečenja prema Gursonovom kriterijumu je konveksna i glatka, predstavlja gornju granicu (*upper bound*) za stvarnu površ tečenja i zavisi od nivoa oštećenja. Za razliku od von Misesovog kriterijuma, srednji napon (sferni deo tenzora napona) utiče na pojavu tečenja i taj uticaj je izraženiji za veće vrednosti poroznosti.



Slika 4.12 Poređenje površi tečenja po kriterijumu von Misesa i Gursona za različite vrednosti zapreminskog udela šupljina f

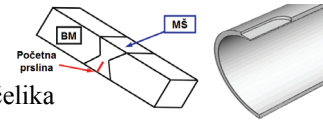
4.4.3 Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) model

Ispitivanjem zatezanjem serije epruveta izrađenih od različitih konstrukcionih čelika, Thomason [4.27] i Tvergaard [1.5] su pokazali da je konstitutivnim izrazom Gursona moguće opisati uticaj rasta šupljina na oštećenje čelika tokom rane faze plastičnog tečenja, ali pri većim plastičnim deformacijama rezultati pokazuju odstupanja od eksperimentalnih. Da bi modeliranje rasta šupljina u završnoj fazi nastanka žilavog loma bilo u boljoj saglasnosti sa realnim ponašanjem materijala, Tvergaard [1.5] je uveo dva konstitutivna parametra, $q_1 \geq 1$ i $q_2 \geq 1$, u delove izraza u kojima figurišu zapreminski udeo šupljina f i srednji napon σ_m :

$$\phi = \frac{3S_{ij}S_{ij}}{2\sigma^2} + 2f q_1 \cosh\left(\frac{3q_2\sigma_m}{2\sigma}\right) - \left[1 + (q_1 f)^2\right] = 0 \quad (4.16)$$

gde je σ trenutni napon tečenja osnove materijala, tako da se za vrednosti $q_1 = q_2 = 1$ funkcija plastičnog tečenja razlikuje od izraza (4.15) po ojačavanju materijala. Parametrima q_1 i q_2 je intenziviran rast promenljivih f i σ_m , čime se postiže brži razvoj oštećenja u materijalu, posebno pri većim vrednostima poroznosti i troosnosti naponskog stanja. Problem u modeliranju je, međutim, dobijanje gotovo istih oblika površi plastičnog tečenja korišćenjem različitih parova vrednosti za q_1 i q_2 , [4.13].

Tvergaard je analizom nastanka loma jednoosnim zatezanjem osnosimetričnih epruveta [4.28] i jednoosnim i dvoosnim zatezanjem epruveta u uslovima ravnog stanja deformacije [1.5], pod pretpostavkom da su šupljine periodično raspoređene u osnovi materijala, dobio da vrednosti:



$$q_1 = 1.5, \quad q_2 = 1.0 \quad (4.17)$$

najbolje opisuju oštećenje materijala usled rasta zapreminskog udela šupljina kod čelika povišene čvrstoće. Više istraživanja [4.15, 4.29, 4.30] je pokazalo da vrednosti parametara q_1 i q_2 date izrazom (4.17) dobro opisuju uticaj rasta šupljina u različitim konstrukcionim čelicima. Grange i sar. [4.31] su modelirali lom legure cirkonijuma koristeći $q_1 = 4/e \approx 1.47$ i $q_2 = 1$.

Gao i sar. [4.32] su analizirali uticaj deformacije pri kojoj počinje plastično tečenje i eksponenta deformacionog ojačavanja materijala n na vrednosti q_1 i q_2 hrom-molibden čelika za posude pod pritiskom (tab. 4.1). Proizvod q_1 i q_2 je za većinu kombinacija približno jednak 1.5, što odgovara vrednostima koje je predložio Tvergaard izrazom (4.17).

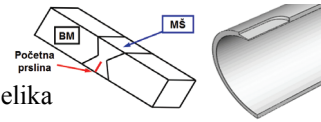
Tabela 4.1 Vrednosti parametara q_1 i q_2 u zavisnosti od eksponenta deformacionog ojačavanja materijala n i odnosa σ_y/E [4.32]

n	$\sigma_y/E = 0.001$		$\sigma_y/E = 0.002$		$\sigma_y/E = 0.004$	
	q_1	q_2	q_1	q_2	q_1	q_2
5	1.96	0.781	1.87	0.800	1.71	0.836
6.7	1.78	0.833	1.68	0.856	1.49	0.901
10	1.58	0.902	1.46	0.931	1.29	0.982

Modeliranje spajanja šupljina i kriterijumi otkaza

Konačni gubitak nosivosti materijala (sl. 4.13a) je posledica spajanja šupljina, koje se javlja nakon faze njihovog rasta. U više istraživanja [4.33-4.36] je pokazano da do spajanja šupljina dolazi pri relativno malim vrednostima zapreminskog udela šupljina, $f < 0.1$, osim kod različitih livova (sl. 4.19) i metal-matričnih kompozita, zbog većeg sadržaja čestica u osnovi materijala.

Prema Gursonovom modelu, uz prethodno navedena proširenja Tvergaarda, površ tečenja se tek pri vrednosti $f = 1/q_1$ svodi na tačku, što dovodi do gubitka nosivosti materijala. Imajući u vidu najčešće korišćenu vrednost $q_1 \approx 1.5$, zapreminski udeo šupljina bi u tom trenutku trebalo da ima vrednost 0.67 (tačka C na sl. 4.13a i b), što nije



fizički opravdano. Stoga, predloženi model plastičnog tečenja ne odgovara stvarnom mehanizmu žilavog loma, po kome do spajanja šupljina dolazi lokalizacijom deformacije u ligamentima između njih, što je često praćeno i spajanjem sekundarnih šupljina (pogl. 4.1.1) u toj oblasti.

Da bi modelom predvideli gubitak nosivosti materijala pri fizički opravdanim vrednostima zapreminskog udela šupljina, Tvergaard i Needleman [1.6] su u izraz (4.16) uveli funkciju oštećenja f^* :

$$\phi = \frac{3S_{ij}S_{ij}}{2\sigma^2} + 2f^*q_1 \cosh\left(\frac{3q_2\sigma_m}{2\sigma}\right) - \left[1 + (q_1f^*)^2\right] = 0 \quad (4.18a)$$

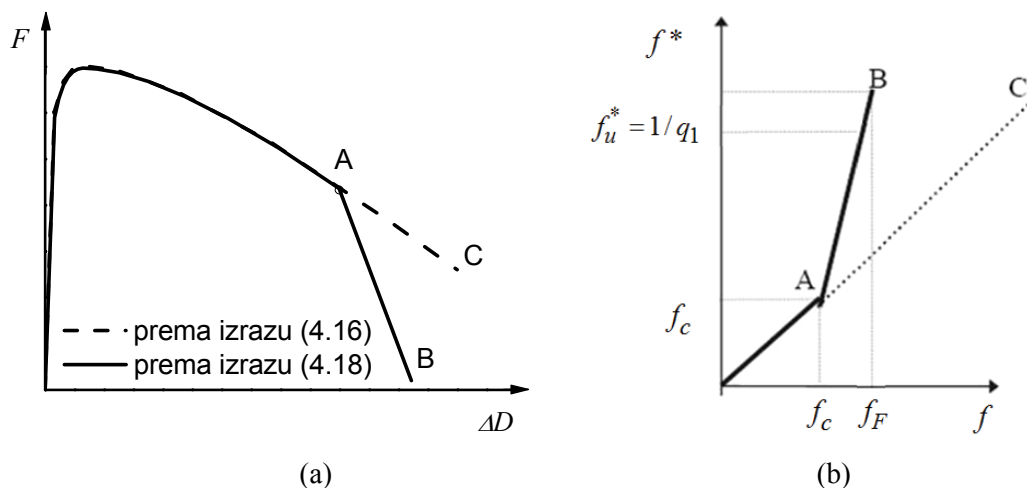
$$f^* = \begin{cases} f & \text{za } f \leq f_c \\ f_c + K(f - f_c) & \text{za } f > f_c \end{cases} \quad (4.18b)$$

gde je f_c kritična vrednost zapreminskog udela šupljina pri kojoj dolazi do početka njihovog spajanja, a K parametar koji definiše dinamiku gubitka nosivosti materijala:

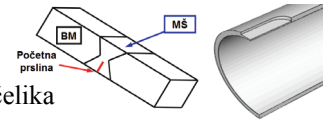
$$K = \frac{f_u^* - f_c}{f_F - f_c} \quad (4.19)$$

gde je f_F zapreminski udeo šupljina pri lomu, a vrednost funkcije oštećenja u trenutku loma f_u^* je data izrazom:

$$f_u^* = 1/q_1 \quad (4.20)$$



Slika 4.13 Kriva sila F - suženje najmanjeg poprečnog preseka cilindrične glatke epruvete ΔD (a) i funkcija oštećenja f^* (b)



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Na slici 4.13b je data zavisnost funkcije oštećenja od zapreminskog udela šupljina u materijalu tokom delovanja spoljnog opterećenja, gde oznake A, B i C odgovaraju delovima krive $F-\Delta D$.

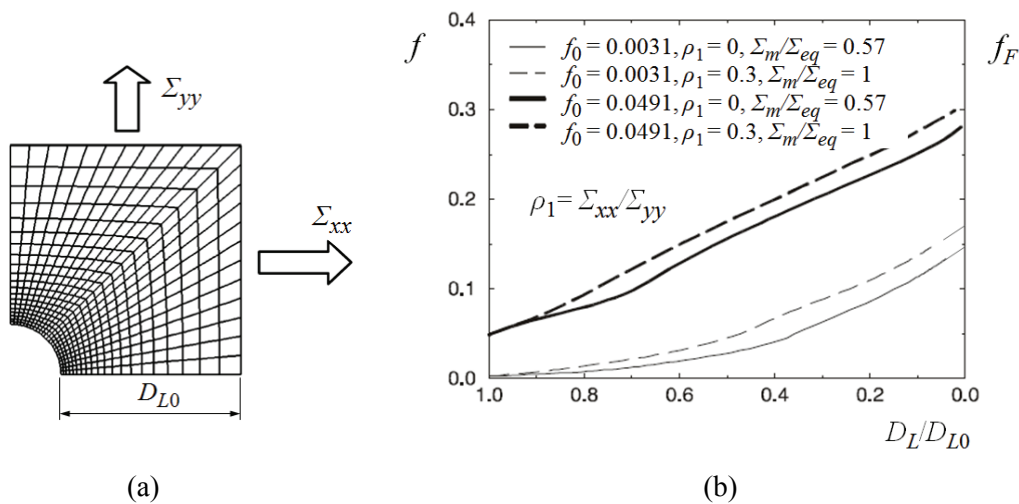
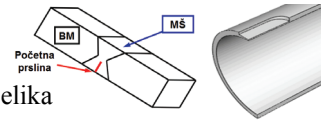
Izrazima (4.18) je definisan Gurson-Tvergaard-Needleman model (GTN), koji zavisi od tri grupe parametara. Prvu grupu čine parametri konstitutivnog izraza q_1 i q_2 , drugu grupu "parametri početnih vrednosti" (f_0 , f_N i ε_N), a treću grupu kritične vrednosti parametara, kojima se modelira završna faza žilavog loma, f_c , f_F i f_u^* . Zbog lokalnog karaktera analize, postoji i uticaj mreže konačnih elemenata na dobijene rezultate, koji se kvantitativno predstavlja karakterističnim rastojanjem l_c , uvedenim u pogl. 4.3.2.

Imajući u vidu da je f_u^* određeno preko q_1 , izrazom (4.20), u grupi kritičnih vrednosti parametara postoje dve nezavisne veličine. Složenost direktnog eksperimentalnog određivanja f_F na prelomnim površinama navodi na primenu indirektnih postupaka definisanja vrednosti zapreminskog udela šupljina pri lomu. Zhang i sar. [1.7] su pokazali da f_F za diskontinualni "trenutni" (pogl. 4.4.1) nastanak šupljina zavisi od vrednosti f_0 prema:

$$f_F \approx 0.15 + 2f_0 \quad (4.21)$$

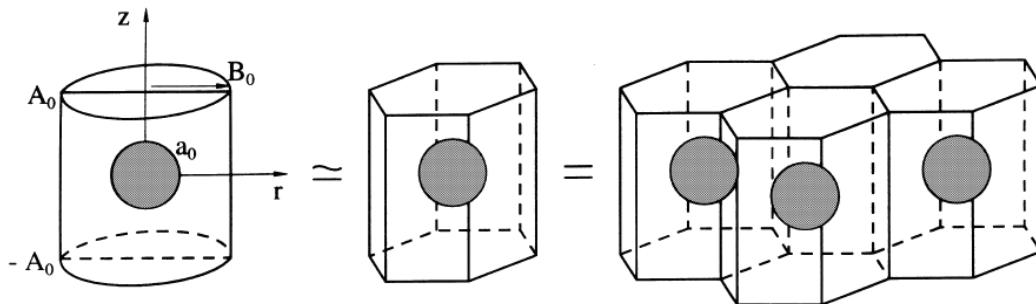
Ukoliko šupljine nastaju kontinualno, moguće je koristiti konstantnu vrednost ($f_F \approx 0.15$). U [4.37] je primenom MKE računat rast promenljive f u jediničnoj ćeliji sa šupljinom (sl. 4.14a). Širina ligamenta se smanjuje tokom povećavanja opterećenja, pri čemu se njena početna vrednost označava sa D_{L0} , a trenutna sa D_L . Uticaj početnog zapreminskog udela šupljina i troosnosti naponskog stanja, određene preko makroskopskih napona koji deluju na ćeliju⁴, na vrednost f je prikazan na slici 4.14b, gde je zapreminski udeo šupljina pri lomu određen konačnim spajanjem šupljina, odnosno $D_L \rightarrow 0$ (desna strana dijagrama). Odnos vrednosti horizontalnog i vertikalnog makroskopskog napona označen je sa ρ_1 .

⁴ Makroskopski naponi su dati izrazom: $\Sigma_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} dV$, gde je V zapremina ćelije. Imajući u vidu da je primenjena dvodimenzionalna analiza u uslovima RSD, vrednost ovih napona se izračunava na osnovu površine ćelije A : $\Sigma_{ij} = \frac{1}{A} \int_A \sigma_{ij} dA$.



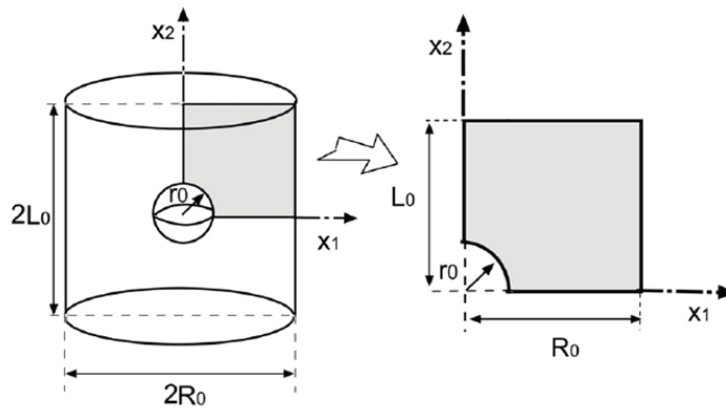
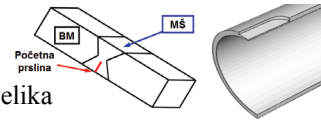
Slika 4.14 Mreža KE jedinične ćelije (a) i zavisnost f od suženja ligamenta (b) [4.37]

Korišćenje jediničnih ćelija za predstavljanje materijala sa šupljinama šematski je prikazano na slici 4.15. Materijal se deli na šestougone prizme, pri čemu svaka prizma sadrži šupljinu; prečnik šupljine je određen zapreminskim udelom šupljina f , tj. odnos zapremine šupljine i zapremine cele ćelije mora biti jednak f . Konačno, za analizu se koristi cilindrična jedinična ćelija sa šupljinom, koja predstavlja aproksimaciju šestougone prizmatične ćelije.



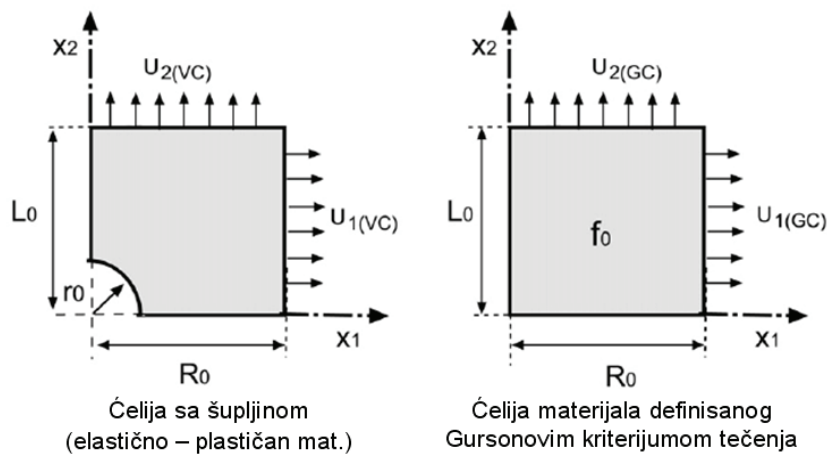
Slika 4.15 Način na koji se cilindričnom jediničnom ćelijom sa jednom šupljinom aproksimira porozan materijal [4.38]

Imajući u vidu simetriju jedinične ćelije oblika cilindra sa sfernom šupljinom, 3D proračun cele geometrije se može svesti na 2D osno-simetričnu analizu segmenta datog na desnoj strani slike 4.16. Granični uslovi su definisani na donjoj strani (simetrija u odnosu na horizontalnu ravan) i levoj strani (osna simetrija).



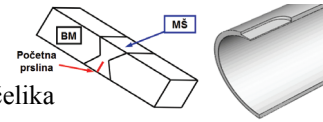
Slika 4.16 Jedinična ćelija oblika cilindra i odgovarajući osno-simetrični model za analizu [4.39]

Razlika između predstavljanja materijala metodom jedinične ćelije i primenom Gursonovog modela (ili bilo kog drugog mikromehaničkog modela spregnutog pristupa, uključujući modifikacije Gursonovog modela) je data na slici 4.17. U oba slučaja je uzet u obzir uticaj šupljine, s tim što je u prvoj ćeliji ta šupljina direktno modelirana, a u drugoj postojanje šupljina (definisano njihovim zapreminskim udelom f) smanjuje nosivost materijala.

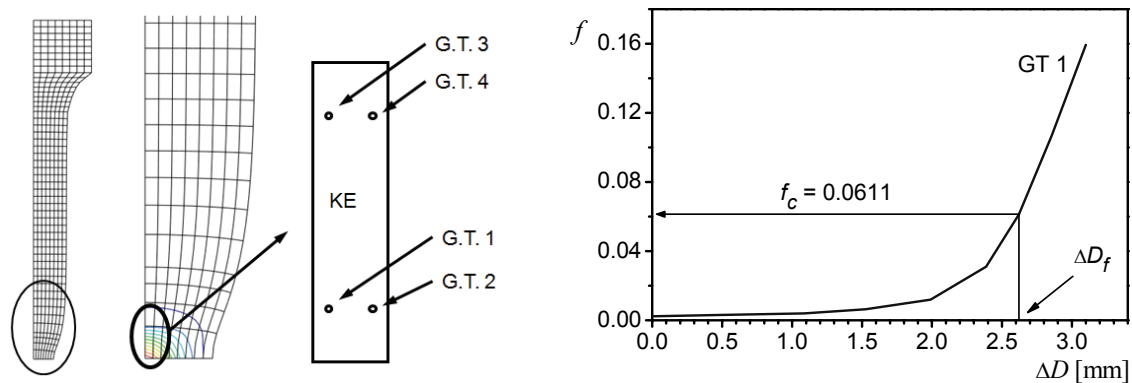


Slika 4.17 Jedinična ćelija sa šupljinom i ćelija materijala definisanog Gursonovim kriterijumom tečenja [4.39]

Poznavanje vrednosti kritičnog zapreminskog udela šupljina f_c , pri kome dolazi do početka završne faze žilavog loma, je uslov za primenu izraza (4.18). U radovima [4.9, 4.40-4.45] su predložene različite tehnike određivanja ovog parametra.



Rakin i sar. su u [1.1, 4.9, 4.30, 4.46] prikazali eksperimentalno-numerički postupak za određivanje kritičnog zapreminskog udela šupljina f_c na cilindričnoj glatkoj epruveti, uzimajući u obzir mikrostrukturnu analizu ispitivanog čelika. Dijagram prikazan na slici 4.18 povezuje eksperimentalno dobijene rezultate (ΔD_f) i numerički određene vrednosti (f), i predstavlja osnovu eksperimentalno-numeričkog postupka kojim se omogućuje analiza nastanka žilavog loma po modelu GTN, [1.1, 4.9]. Rast zapreminskog udela šupljina je praćen u konačnom elementu u centru epruvete. Imajući u vidu izraženo deformisanje ovog elementa, za mesto praćenja rasta f je izabrana integraciona tačka najbliža centru epruvete. Vrednost $f_c = 0.0611$ je dobijena na osnovu eksperimentalno određenog [4.40] suženja u momentu naglog pada sile na dijagramu $F-\Delta D$, $\Delta D_f = 2.63$ mm (sl. 4.18). Navedena vrednost f_c je u [1.1, 4.9] korišćena u analizi početka rasta prsline i njenog stabilnog rasta na CT epruveti.

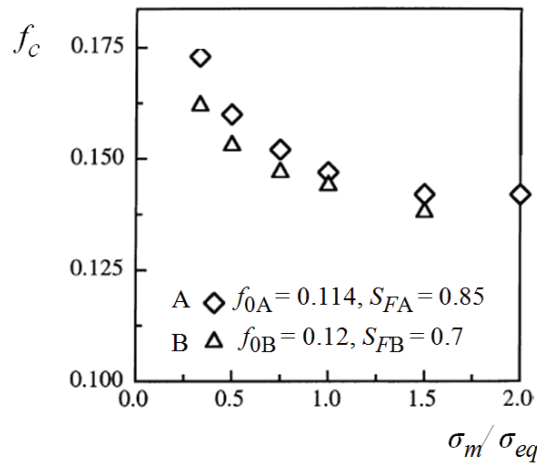
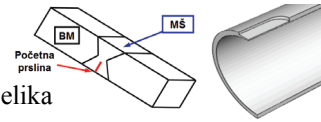


Slika 4.18 Promena f u centru cilindrične glatke epruvete u odnosu na ΔD , i način određivanja kritičnog zapreminskog udela šupljina f_c [4.9]

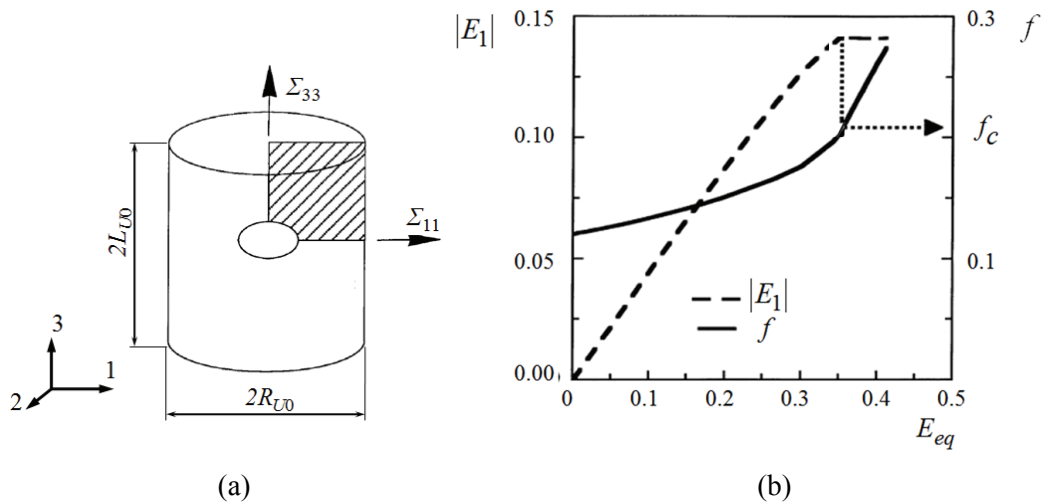
Steglich i Brocks [4.42] su analizirali uticaj oblika čestica grafita u dva nodularna liva sa približno istim početnim zapreminskim udelom šupljina na f_c . Čak i u slučaju izuzetno velikih poroznosti, kritični zapreminski udeo šupljina u maloj meri zavisi od troosnosti naponskog stanja (sl. 4.19).

Rezultati prikazani na slici 4.19 su određeni proračunima primenom MKE i osnosimetričnog modela jedinične ćelije (sl. 4.20a). Zapreminski udeo šupljina je definisan odnosom zapremina šupljine i ćelije⁵.

⁵ Zapremina ćelije uključuje i šupljinu.



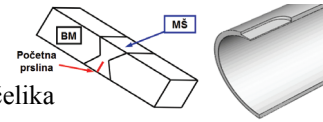
Slika 4.19 Zavisnost f_c od troosnosti naponskog stanja za dva nodularna liva (A i B); S_F predstavlja faktor oblika čestice, pri čemu $S_F = 1$ odgovara sfernom obliku [4.42]



Slika 4.20 Osnosimetrična jedinična ćelija (a), promena apsolutne vrednosti glavne makroskopske deformacije E_1 i zapreminskog udela šupljina f u odnosu na ekvivalentnu makroskopsku deformaciju E_{eq} i određivanje kritičnog zapreminskog udela šupljina f_c (b) [4.42]

Kriterijum za početak spajanja šupljina je određen preko odnosa vrednosti glavne makroskopske deformacije⁶ E_1 :

⁶ U prikazanom primeru, oznaka 1 se odnosi na poprečni pravac jedinične ćelije, a 3 na uzdužni, v. sl. 4.20a.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

$$E_1 = \ln(R_U / R_{U0}) \quad (4.22)$$

i ekvivalentne makroskopske deformacije E_{eq} :

$$E_{eq} = (2/3)|E_3 - E_1| \quad (4.23)$$

gde je R_{U0} početni, a R_U trenutni poluprečnik jedinične ćelije (sl. 4.20a), a glavna makroskopska deformacija E_3 je data izrazom:

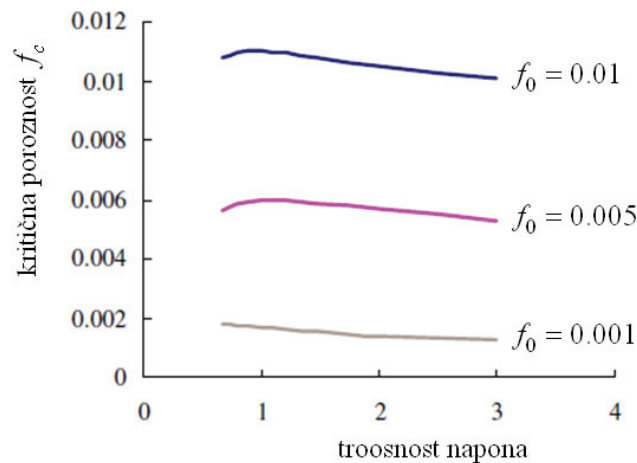
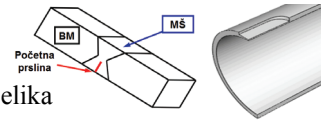
$$E_3 = \ln(L_U / L_{U0}) \quad (4.24)$$

$2L_{U0}$ i $2L_U$ predstavljaju početnu i trenutnu visinu jedinične ćelije.

Na slici 4.20b je data promena zapreminskog udela šupljina i apsolutne vrednosti glavne makroskopske deformacije E_1 u odnosu na E_{eq} . Polje deformacije u ćeliji u trenutku početka spajanja šupljina postaje jednoosno, što na slici 4.20b odgovara konstantnoj vrednosti E_1 , odnosno horizontalnom delu odgovarajuće krive. Vrednost zapreminskog udela šupljina u tom trenutku je f_c .

Benseddiq i Imad [4.43] su ispitivanjem serije cilindričnih epruveta sa žlebom, izrađenih od čelika 12NC6, pokazali da f_c blago opada sa povećanjem troosnosti naponskog stanja. Sličnu zavisnost od troosnosti su pre njih dobili Koplík i Needleman [4.47], ukazavši međutim da kritični zapreminski udeo šupljina zavisi od vrednosti f_0 u meri sličnoj kao i zapreminski udeo šupljina pri lomu f_F .

Uticaj troosnosti na kritičnu vrednost zapreminskog udela šupljina je ispitivan i u radu [4.45]; dobijene su male razlike za opseg vrednosti troosnosti 0.7 - 3, slika 4.21. Slične rezultate dobili su i Kim i sar. [4.48] i Pardoén i Hutchinson [4.49].



Slika 4.21 Uticaj troosnosti napona na kritični zapreminski udeo šupljina [4.45]

Na osnovu dobijenih rezultata (sl. 4.21), autori [4.45] predlažu sledeće izraze za određivanje f_c u zavisnosti od troosnosti naponskog stanja:

$$f_c = \begin{cases} a + \frac{b}{h} & h \geq 1 \\ c + dh & \frac{2}{3} \leq h \leq 1 \end{cases} \quad \text{za } f_0 = 0.01 \text{ i } 0.005 \quad (4.25)$$

$$f_c = a + bh \quad \frac{2}{3} \leq h \leq 3 \quad \text{za } f_0 = 0.001 \quad (4.26)$$

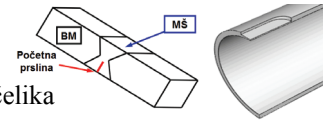
gde je h troosnost napona, dok su a , b , c i d koeficijenti čije vrednosti su date u tabeli 4.2.

Tabela 4.2 Vrednosti koeficijenata u izrazima (4.25) i (4.26) za određivanje f_c prema [4.45]

	a	b	c	d
$f_0 = 0.01$	0.0104	0.00059	0.009756	0.001272
$f_0 = 0.005$	0.005035	0.0010045	0.004799	0.001202
$f_0 = 0.001$	0.001172	0.0004476	-	-

Gursonov model je razvijen i po pravilu se koristi za modeliranje žilavog loma metalnih materijala. Međutim, on je korišćen i za predviđanje nastanka i rasta prsline u polimernim materijalima [4.50-4.52] i staklu [4.53].

Takođe, iako model opisuje oštećenje u materijalu izloženom dejstvu statičkog opterećenja, u [4.54-4.56] je modifikovan da bi opisao ponašanje materijala pod



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

dejavstvom promenljivog opterećenja. Razmatrano je kinematsko ojačavanje, a ispitivane su cilindrične epruvete sa zarezom i epruvete sa početnom prslinom. Još jedna modifikacija Gursonovog modela za promenljivo opterećenje je uvedena u [4.57, 4.58], gde je ispitivano ponašanje glatkih epruveta i epruveta sa žlebom izrađenih od čelika 20MnMoNi55.

Navedene mnogobrojne modifikacije i prilagođavanja svedoče o širokoj primeni ovog modela, i uopšte mikromehaničkog pristupa, u modeliranju oštećenja i otkaza materijala izloženog različitim oblicima opterećenja. U nastavku će biti prikazane dve modifikacije kod kojih je poboljšan opis spajanja šupljina (kompletni Gursonov model, Z.L. Zhang i sar.), odnosno uveden opis deformisanja šupljina bez promene zapremine (model koji su razvili L. Xue i sar.).

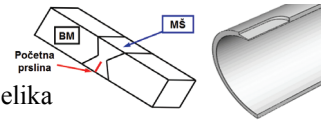
4.4.4 Kompletni Gursonov model (CGM)

GTN model podrazumeva homogeni oblik deformisanja, po kome se materijal pod dejstvom spoljnog opterećenja ponaša kao kontinuum oslabljen postojanjem šupljina. Gubitak nosivosti se može opisati primenom ovog modela, preko funkcije oštećenja (4.18b), ali se ne može direktno povezati sa spajanjem šupljina do koga dolazi tokom poslednje faze žilavog loma.

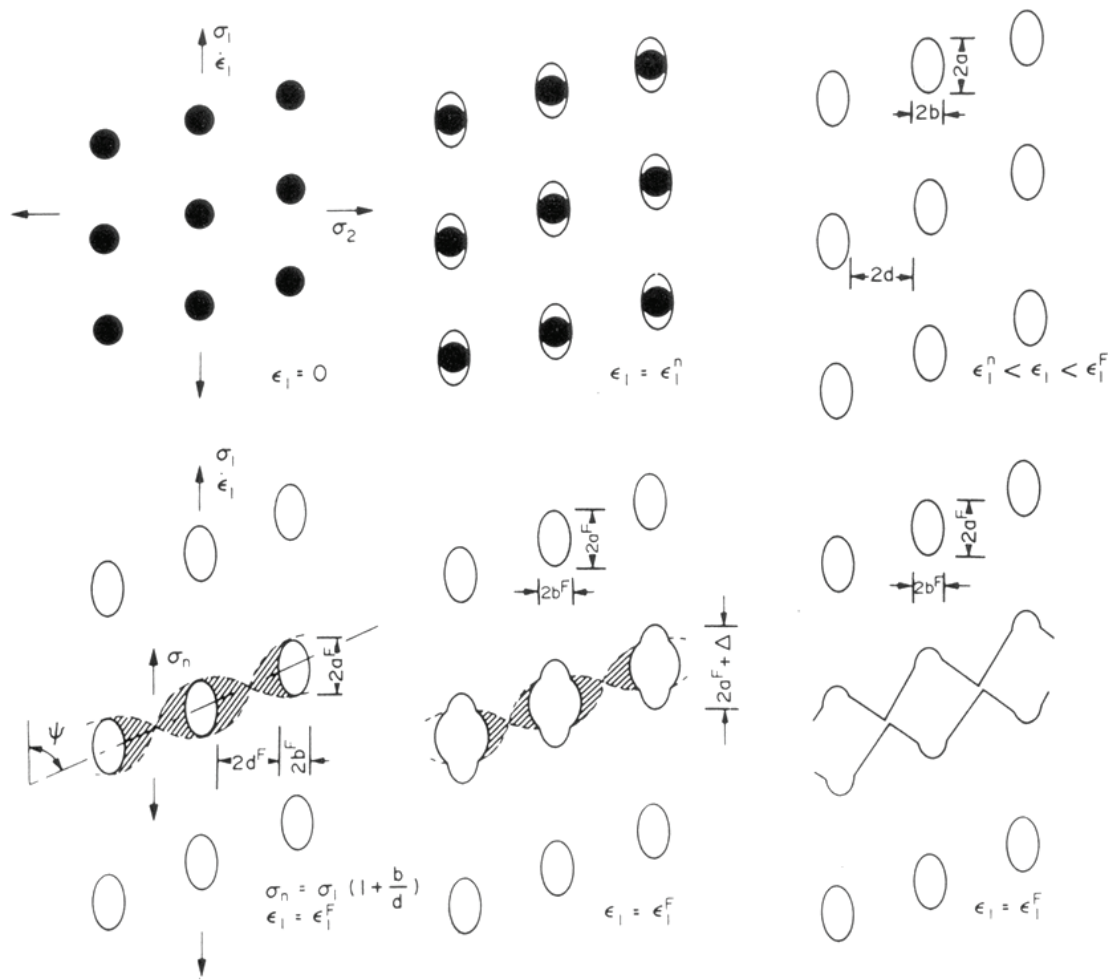
Thomason [4.13] je predložio kriterijum otkaza kojim se uzima u obzir deformisanje u oblastima osnove materijala između šupljina (ligamentima) - lokalizovani oblik deformisanja. Sve dok su šupljine malih dimenzija i na velikom međusobnom rastojanju ($a/d \ll 1$, sl. 4.22), lokalizovani oblik deformisanja je sprečen, jer važi [4.59]:

$$\sigma_n \left(\frac{d}{d+b} \right) > \sigma_1 = 2k + \sigma_2 \quad (4.27)$$

gde je σ_n lokalni napon u ligamentu između šupljina, a σ_1 i σ_2 makroskopski glavni naponi, k granica tečenja pri smicanju, a dimenzije d i b su definisane na slici 4.22. Izraz (4.27) označava ravnotežu sila usled (dovoljno udaljenog) makroskopskog glavnog napona i lokalnog napona u ligamentu; naravno, naponi su pomnoženi odgovarajućim površinama preko kojih se opterećenje prenosi.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika



Slika 4.22 Šematski prikaz nastanka, rasta i spajanja šupljina u metalnom materijalu [4.13]

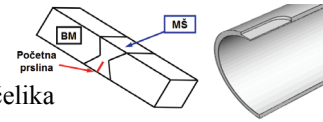
Uslov za dostizanje plastičnog graničnog opterećenja može se napisati na sledeći način, preko zapreminskog udela šupljina:

$$\sigma_n (1 - \sqrt{f}) = \sigma_1 \quad (4.28)$$

gde je $1 - \sqrt{f} \approx d/(d+b)$, prema [4.59]. Za male vrednosti zapreminskog udela šupljina, napon tečenja pri smicanju na makroskopskom nivou k se može izjednačiti sa odgovarajućim naponom tečenja pri smicanju u ligamentu između šupljina k_n , tako da se normalizacijom izraza (4.28) vrednošću $2k$ i zamenom $\sigma_1 = k + \sigma_m$ dobija [4.59]:

$$\frac{\sigma_n}{2k} (1 - \sqrt{f}) = \frac{\sigma_1}{2k} = \frac{1}{2} + \frac{\sigma_m}{2k} \quad (4.29)$$

Iz prethodnog izraza može se videti veliki uticaj srednjeg napona σ_m na mehanizam žilavog loma. Naime, ukoliko je vrednost srednjeg napona velika, do spajanja šupljina



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

može doći i pri malim zapreminskim udelima šupljina, tj. materijal će ranije preći na nehomogeni oblik deformisanja u odnosu na slučaj sa većim vrednostima srednjeg napona.

Za veće vrednosti zapreminskog udela šupljina ($f > 0.01$ prema Thomasonu), razlika između vrednosti napona trećenja pri smicanju k i k_n se ne može zanemariti, a veza ove dve veličine je:

$$k = (1 - f)k_n \quad (4.30)$$

Primenom (4.30) je omogućeno proširenje izraza (4.29) na veće vrednosti zapreminskog udela šupljina ($f < 0.1$ prema Thomasonu):

$$\frac{\sigma_n}{2k_n}(1 - \sqrt{f})^{-1} = \frac{\sigma_1}{2k} = \frac{1}{2} + \frac{\sigma_m}{2k} \quad (4.31)$$

Uslov prelaska na lokalizovani način deformisanja se može odrediti primenom virtuelnog polja brzine deformisanja ($\dot{\epsilon}_1^{1c}, 0, 0$), čime se dobija uslov:

$$(\sigma_1^{1c} - \sigma_1)\dot{\epsilon}_1^{1c} = 0 \quad (4.32)$$

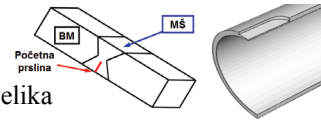
gde je σ_1^{1c} najveći glavni napon koji odgovara virtuelnoj deformaciji $\dot{\epsilon}_1^{1c}$. Imajući u vidu da na početku spajanja šupljina važi $\dot{\epsilon}_1^{1c} \neq 0$, uslov za početak lokalizacije deformisanja glasi:

$$\sigma_1^{1c} - \sigma_1 = 0 \quad (4.33)$$

što je, za vrednost $\sigma_1^{1c} \equiv \sigma_n(k/k_n)(1 + \sqrt{f})^{-1}$, ekvivalentno uslovu (4.31) dobijenom za dvodimenzionalnu sredinu.

Kada se govori o geometriji dvodimenzionalne matrice koja sadrži šupljine, ona se može predstaviti parametrom N :

$$N = \frac{a}{W - c} \quad (4.34)$$



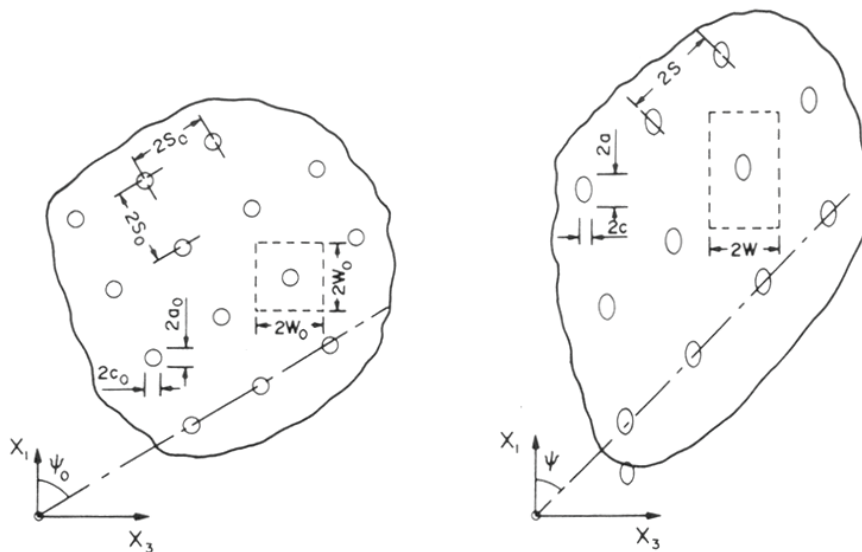
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

gde je W polovina širine ćelije materijala čije deformisanje se razmatra, dok su a i c dimenzije šupljine (indeks 0 označava početno - nedeformisano stanje ovih veličina)⁷, slika 4.23.

Imajući u vidu da se vrednost glavnog napona može izraziti preko zbira napona tečenja pri smicanju i srednjeg napona (kao što je ranije navedeno), uslov prelaska na lokalizovani oblik deformisanja se može napisati:

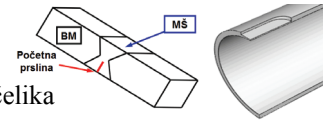
$$\sigma_1^{lc} = k + \sigma_m \quad (4.35)$$

U ranim fazama deformisanja, N ima male vrednosti (≈ 0.1), što rezultira velikim vrednostima napona σ_1^{lc} potrebnog za lokalizaciju deformisanja ($\sigma_1^{lc} \approx 6k_n$). Međutim, N raste sa porastom spoljnog opterećenja sve do nivoa kada se dostiže plastično granično opterećenje. Razmatranja u ovom radu ograničena su na spajanje u ravni normalnoj na ravan opterećenja ($\psi = \psi_0 = 90^\circ$, sl. 4.23); u [4.13] je pokazano da ovo pojednostavljenje ima smisla i da se za ugao između 45 i 90° ne dobijaju velika odstupanja.



Slika 4.23 Geometrija nedeformisane (a) i deformisane (b) 2D porozne sredine izložene dejstvu spoljnog opterećenja [4.13]

⁷ oznake a i c odgovaraju poluprečnicima R_1 i R_3 korišćenim u modelu Ricea i Traceya (4.3) i (4.5), s tim što se ovde radi o 2D analizi; $a/a_0 \equiv R_1/R_0$, $c/c_0 \equiv R_3/R_0$.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Prethodni izrazi su izvedeni za idealno plastičan materijal, tj. nije uzimano u obzir deformaciono ojačavanje materijala. Ovo se može uraditi uvođenjem trenutnog napona tečenja koji zavisi od trenutne deformacije ε , i zamenom u (4.30) se dobija:

$$\sigma_Y(\varepsilon) = \sqrt{3}k(\varepsilon) = \sqrt{3}(1-f)k_n(\varepsilon) \quad (4.36)$$

Tada se uslov (4.33) može napisati:

$$\sigma_1^{lc}(\varepsilon) - \sigma_1(\varepsilon) = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_1^{lc}(\varepsilon) = \frac{\sigma_1^{lc}}{2k_n} 2k_n(\varepsilon) = \frac{\sigma_1^{lc}}{2k_n} \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_Y(\varepsilon)}{(1-f)} \quad (4.37)$$

Thomason je u [4.13] razmatrao razliku u dostizanju plastičnog graničnog opterećenja u oblasti između šupljina za dvodimenzionalnu i trodimenzionalnu poroznu sredinu, slika 4.24.

Na osnovu slike 4.24, može se odrediti razlika u zapreminskom udelu šupljina za dva modela (2D model u ravnom stanju deformacija i 3D model) za iste dimenzije šupljina u ravni (X_1, X_3).

$$\text{2DRSD:} \quad f = \left(\frac{c_0}{W_0} \right)^2 \quad A_f = \frac{c_0}{W_0} \quad (4.38)$$

$$\text{3D:} \quad f = \frac{\pi}{6} \left(\frac{c_0}{W_0} \right)^3 \quad A_f = \frac{\pi}{4} \left(\frac{c_0}{W_0} \right)^2 \quad (4.39)$$

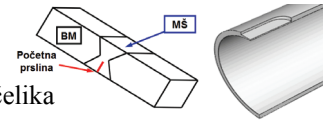
Određivanje površinskih udela datih izrazima (4.38) i (4.39) je veoma važno, jer se na osnovu ovih vrednosti može odrediti površina matrice u ligamentima između šupljina u ravni spajanja. Ova vrednost označava se sa A_n i predstavlja površinu koja prenosi opterećenje, a povezana je sa površinskim udelom šupljina na sledeći način: $A_n = 1 - A_f$.

Za 2D geometriju, dobija se:

$$A_{n-2D} = 1 - \frac{c}{W} = 1 - \sqrt{\frac{4f}{\pi}} \left(\frac{c}{c_0} \right) e^{\varepsilon_1} \quad (4.40)$$

a za 3D geometriju:

$$A_{n-3D} = 1 - \left(\frac{3\sqrt{\pi}}{4} f \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{b}{b_0} \right) \left(\frac{c}{c_0} \right) e^{\varepsilon_1} \quad (4.41)$$



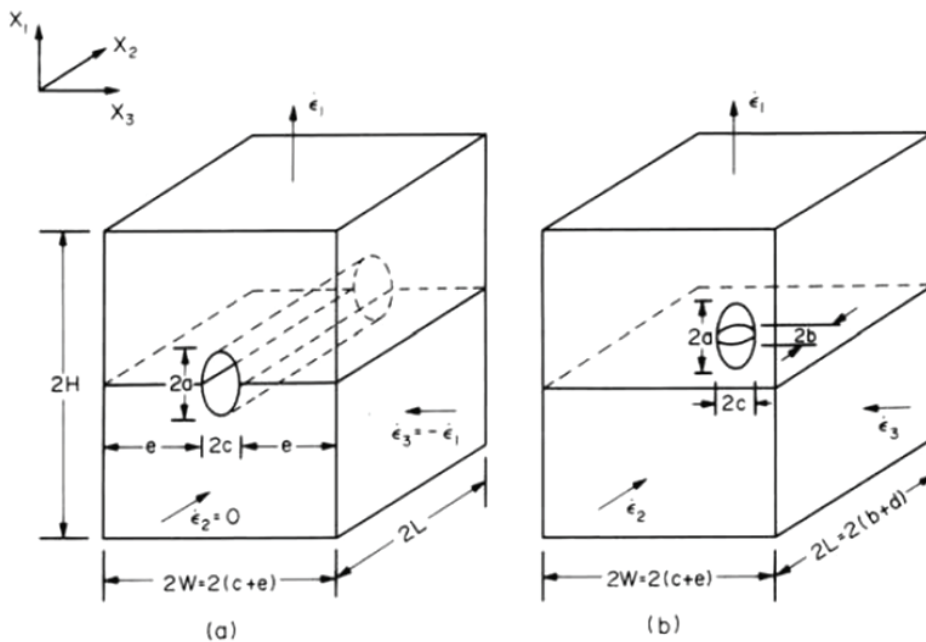
Uzimajući u obzir prethodne izraze, uslov početka spajanja se može izraziti na sledeći način:

$$\sigma_n \left(1 - \sqrt{\frac{4f}{\pi}} \left(\frac{c}{c_0} \right) e^{\epsilon_1} \right) = \sigma_1 = k + \sigma_m \quad (4.42)$$

odnosno, normalizovanjem vrednošću k :

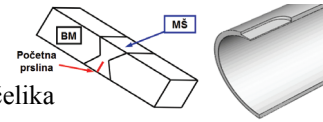
$$\frac{\sigma_n}{2k_n} (1-f)^{-1} \left(1 - \sqrt{\frac{4f}{\pi}} \left(\frac{c}{c_0} \right) e^{\epsilon_1} \right) = \frac{\sigma_1}{2k} = \frac{1}{2} + \frac{\sigma_m}{2k} \quad (4.43)$$

$$\frac{\sigma_1^{lc}}{2k} = \frac{\sigma_1^{lc}}{2k_n} (1-f)^{-1} = \frac{\sigma_n}{2k_n} (1-f)^{-1} A_n \quad (4.44)$$



Slika 4.24 Jedinična ćelija za 2D model sa cilindričnim eliptičnim šupljinama (a) i 3D model sa šupljinama oblika elipsoida (b) [4.13]

Kada je prečnik šupljine c mali u poređenju sa rastojanjem između šupljina e , srednji napon zatezanja σ_n koji će dovesti do pojave naglog suženja (*necking*) ligamenta može biti znatno viši od stvarnog napona tečenja σ_Y , tako da je suženje ligamenta sprečeno. Plastično tečenje će se zatim nastaviti do trenutka kada odnos σ_n/σ_Y dostigne dovoljno nisku vrednost da spajanje šupljina može da počne. Thomason je pokazao da ovaj odnos (faktor ograničenja - *constraint factor*) u 2D slučaju može da se aproksimira sledećim izrazom:



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_Y} \Big|_{2D} = \frac{0.3}{N} + 0.6 \quad (4.45)$$

gde je N funkcija iz izraza (4.34) definisana preko A_n :

$$N = \frac{a}{c} \left(\frac{1 - A_{n-2D}}{A_{n-2D}} \right) \quad (4.46)$$

Uslov spajanja se tada može napisati u obliku:

$$\sigma_1^{lc} = \sigma_n A_n \quad (4.47)$$

i normalizacijom naponom tečenja se dobija:

$$\frac{\sigma_1^{lc}}{\sigma_Y} = \frac{\sigma_n}{\sigma_Y} A_n \quad (4.48)$$

Gde je σ_1^{lc} kritični udaljeni napon koji odgovara spajanju šupljina, σ_n je kritični plastični napon koji je potreban da bi došlo do suženja ligamenta između šupljina a A_n je površinski udeo matrice između šupljina. Tada se uslov spajanja šupljina može dobiti kombinovanjem izraza (4.43) - (4.46) za 2D:

$$\left(\frac{0.3 A_{n-2D}}{\frac{a}{c} (1 - A_{n-2D})} + 0.6 \right) (1 - f)^{-1} = \frac{\sigma_m}{\sigma_Y} + \frac{1}{2} \quad (4.49)$$

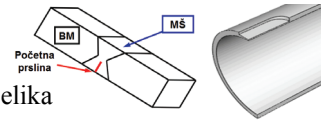
Thomason [4.27] je izveo empirijski izraz za faktor ograničenja u 3D slučaju:

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_Y} \Big|_{3D} = \frac{0.1}{\left(\frac{a}{e}\right)^2} + \frac{1.2}{\left(\frac{c}{c+e}\right)^{\frac{1}{2}}} \quad (4.50)$$

Za 3D slučaj jednoosnog zatezanja i $b = c$ dobija se:

$$\frac{0.1}{\left(\frac{a}{e}\right)^2} + \frac{1.2}{\left(\frac{c}{c+e}\right)^{\frac{1}{2}}} (1 - f)^{-1} \left(1 - \left(\frac{3\sqrt{\pi}}{4} f \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{b}{b_0} \right)^2 e^{\varepsilon_1} \right) = \frac{\sigma_m}{\sigma_Y} + \frac{2}{3} \quad (4.51)$$

Pardoen i Hutchinson [4.49] su proširili Thomasonov model uzimajući u obzir deformaciono ojačavanje materijala. Konstantne vrednosti 0.1 i 1.2 u izrazu (4.51) su



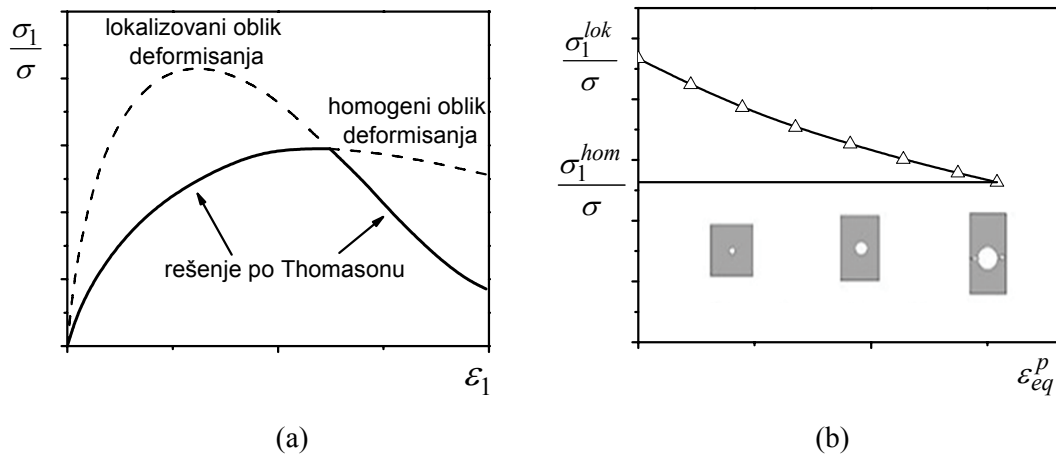
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

zamenjene parametrima α i β koji zavise od eksponenta deformacionog ojačavanja n . β je gotovo konstantno i usvojena je vrednost 1.24, dok je zavisnost α od n :

$$\alpha(n) = 0.1 + 0.217n + 4.83n^2 \quad (0 \leq n \leq 0.3) \quad (4.52)$$

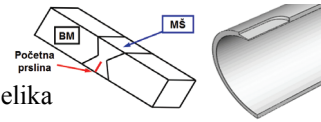
Pri malim vrednostima opterećenja, tokom nastanka i rasta šupljina, dominantan je homogeni oblik deformisanja, jer ligamenti između šupljina imaju velike dimenzije (sl. 4.25a). Povećavanjem opterećenja dolazi do rasta plastične deformacije i zapreminskog udela šupljina u materijalu, smanjuje se ligament između šupljina, a time i vrednost napona koja je potrebna za početak lokalizovanog oblika deformisanja⁸. U trenutku kada ovaj napon postane jednak naponu potrebnom za homogeni oblik - počinje spajanje šupljina. (sl. 4.25b).

Drugi način da se prikaže površ tečenja je prikazan na slici 4.26, gde se u zavisnosti od naponskog stanja može videti da li su u posmatranoj tački zadovoljeni kriterijumi tečenja (GTN), odnosno lokalizacije deformacija (kriva prema Thomasonu).

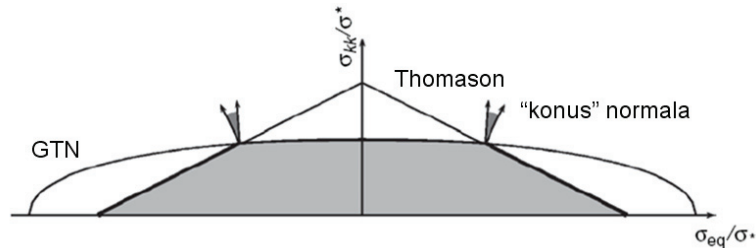


Slika 4.25 Homogeni i lokalizovani oblik deformisanja: prelazak sa homogenog oblika na lokalizovani na početku spajanja šupljina (a) i potrebne vrednosti napona za oba oblika u zavisnosti od ekvivalentne plastične deformacije ε_{eq}^p (b)

⁸ Vrednosti najvećih glavnih napona koje su potrebne za homogeni, odnosno lokalizovani oblik deformisanja (sl. 4.25) su označene sa $\sigma_1^{hom} = \sigma_1$ i $\sigma_1^{lok} = \sigma_n(1 - \sqrt{f})$, prema (4.28).



Promena površi tečenja i trenutnog stanja u posmatranoj tački tokom porasta opterećenja data je na slici 4.27, od elastičnog deformisanja preko plastičnog deformisanja koje uključuje rast šupljina, do konačnog otkaza do koga dolazi procesom spajanja šupljina u materijalu.



Slika 4.26 Definisane površi tečenja preko linija koje odgovaraju GTN kriterijumu tečenja i Thomasonovom kriterijumu graničnog plastičnog opterećenja [4.6]

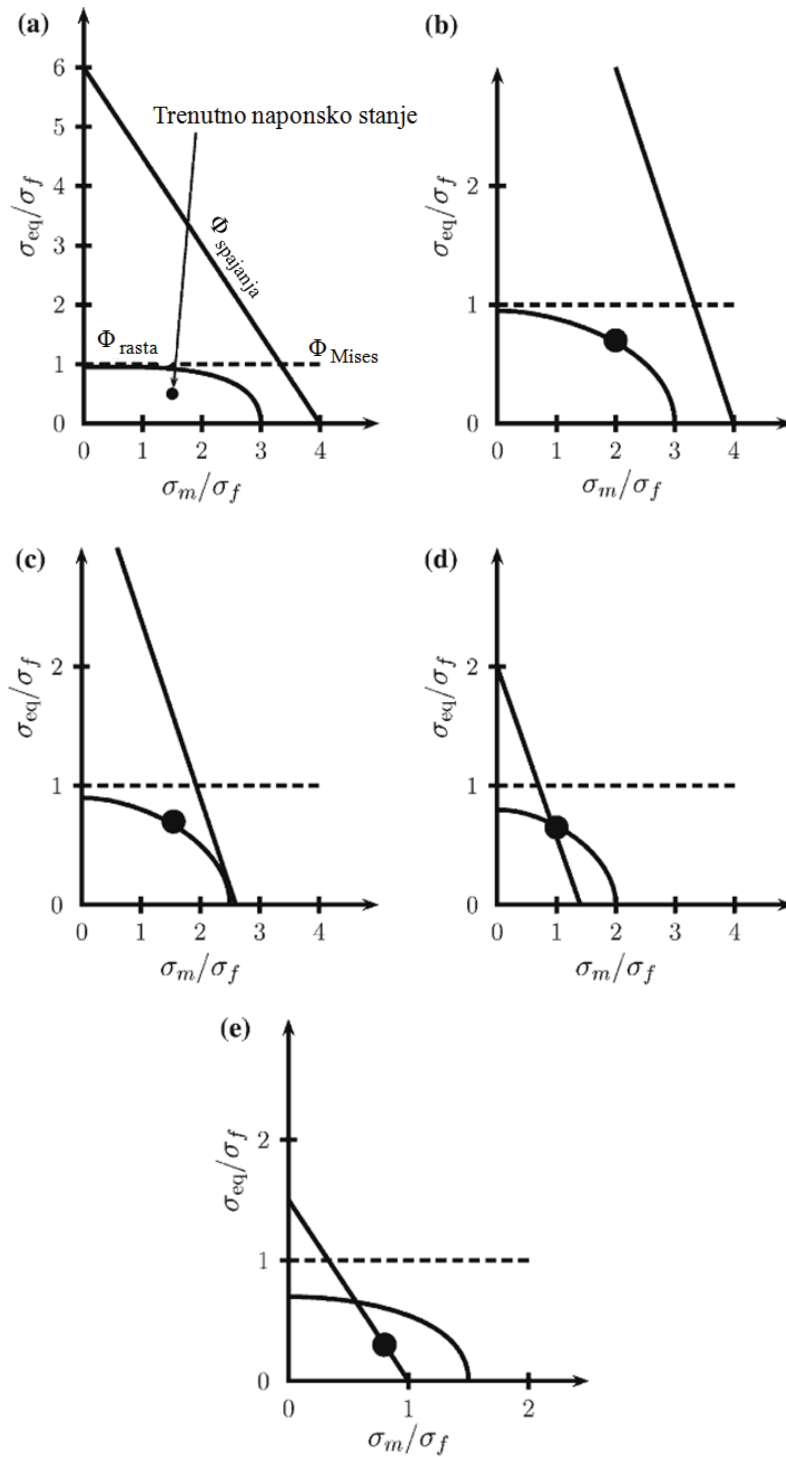
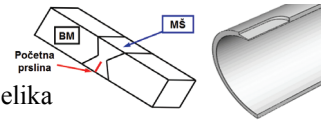
Zhang i sar. [1.7] su izveli značajnu modifikaciju GTN modela; uvrstili su Thomasonov kriterijum otkaza (uz pretpostavku da su sve šupljine sfernog oblika), i na taj način dobili tzv. kompletni Gursonov model (*complete Gurson model* - CGM). Kriterijum za određivanje početka spajanja šupljina i završne faze žilavog loma je:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma} > \left(\alpha \left(\frac{1}{\xi} - 1 \right) + \frac{\beta}{\sqrt{\xi}} \right) (1 - \pi \xi^2) \quad (4.53)$$

gde je σ_1 najveći glavni napon, a $\alpha = 0.1$ i $\beta = 1.2$ su konstante čije vrednosti je Thomason [4.13] odredio primenom modela jedinične ćelije (pogl. 4.4.4). Zhang i sar. [1.7] su razmatrali primenu CGM na elastično - idealno plastične materijale i materijale koji ojačavaju, koristeći linearnu zavisnost α od eksponenta deformacionog ojačavanja n . Odnos poluprečnika šupljine i rastojanja između dve susedne šupljine, ξ , je dat izrazom:

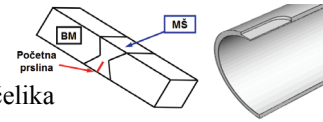
$$\xi = \sqrt[3]{\frac{3f}{4\pi} e^{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}} / \left(\frac{\sqrt{e^{\varepsilon_2 + \varepsilon_3}}}{2} \right) \quad (4.54)$$

gde su ε_1 , ε_2 i ε_3 glavne deformacije. Na taj način, kritična vrednost zapreminskog udela šupljina f_c u CGM nije parametar čiju vrednost je potrebno odrediti - nego odgovor (reakcija) materijala na spajanje šupljina. Kritični zapreminski udeo šupljina f_c zavisi od polja deformacije, tako da ne mora obavezno biti isti u razmatranoj zapremini, čak ni u svim integracionim tačkama u jednom konačnom elementu.



Slika 4.27 Žilav lom: elastično deformisanje (a), plastično deformisanje uz rast šupljina (b) i (c), spajanje šupljina (d) i (e) [4.60]

U proračunima MKE primenom CGM, nastanak žilavog loma se opisuje izrazima (4.18a) i (4.18b) i kriterijumom spajanja šupljina (4.53). Međutim, CGM je izveden uz pretpostavku da su šupljine sfernog oblika, što je izvesni nedostatak ove metode.



Zhang i sar. [1.7] su primenom CGM ispitivali cilindrične glatke epruvete i epruvete sa žlebom izrađene od čelika X65. Pokušaji da se analizira liveno gvožđe, kod koga je vrednost f_0 veoma velika (približno 0.11), nisu dali dobre rezultate, [1.7].

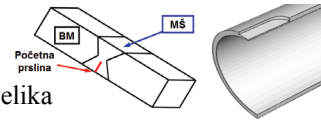
4.4.5 Modifikacija Gursonovog modela za deformisanje šupljina bez promene zapremine

U dosadašnjem tekstu, podrazumevano je da do razvoja oštećenja u materijalu dolazi usled povećanja zapremine, tj. rasta šupljina. U skladu sa tim, zapreminski udeo šupljina je korišćen kao parametar kojim se određuje nivo oštećenja. Međutim, do spajanja šupljina može doći u bilo kojoj ravni (određenoj uglom ψ , sl. 4.23), tako da za male vrednosti tog ugla može doći do lokalnog otkaza bez velike promene zapremine šupljina. Ova pojava, deformisanje šupljina pod uglom bez znatne promene njihove zapremine, podseća na smicanje i odatle potiče njen naziv na engleskom jeziku: *void shearing*.

Iz razmatranja u prethodnim poglavljima jasno je da razvoj oštećenja u materijalu zavisi od naponskog stanja. U slučaju žilavog loma, u većini modela se pored ekvivalentnog von Misesovog napona javlja i troosnost napona. Međutim, u većem broju istraživanja [4.48, 4.61-4.64] pokazano je da ovakav pristup ne može na adekvatan način da predstavi razvoj oštećenja u materijalu ukoliko postoji izražen uticaj smičućih napona.

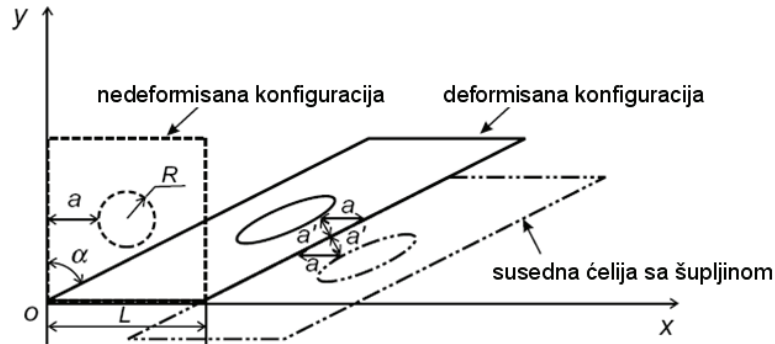
Ukoliko se posmatra 2D problem gde jedinična ćelija sadrži cilindričnu šupljinu poluprečnika R u centru, kada je ćelija izložena smicanju (sl. 4.28) šupljina postaje eliptična. Na taj način, deformisanjem ćelije i šupljine rastojanje između dve susedne šupljine postaje manje, kao što je prikazano na desnoj strani slike. Ovaj vid deformisanja jedinične ćelije se može javiti u bilo kojoj strukturi, i odgovara obliku nastanka loma II i III.

Primer deformisanja šupljina izazvanog naponom smicanja dat je na slici 4.29; radi se o novom pristupu u eksperimentalnoj analizi spajanja šupljina (Weck i sar. [4.66, 4.67]). Naime, laserskim bušenjem otvora prečnika 10 μm u pločama izrađenim od legure aluminijuma 5052 simulirane su šupljine i ispitivano je ponašanje takvog materijala pod dejstvom spoljnog opterećenja zatezanjem. Spajanje šupljina je prikazano na primeru

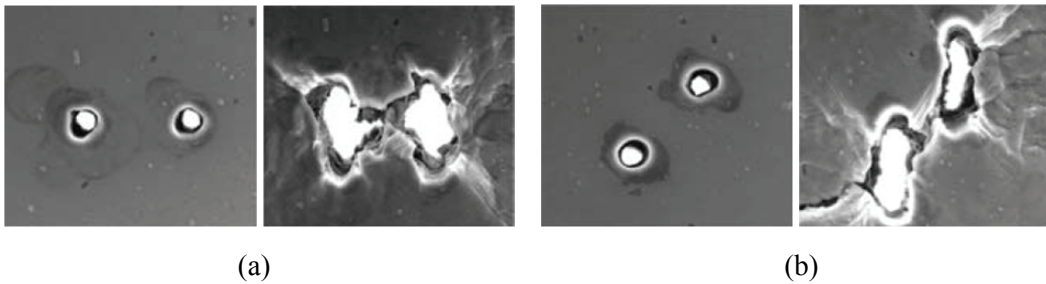


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

dve šupljine na međusobnom rastojanju od $37 \mu\text{m}$, pri čemu je na slici 4.29b prikazano deformisanje šupljina slično onome na slici 4.28.



Slika 4.28 Šematski prikaz deformisanja šupljina usled smicanja [4.65]



Slika 4.29 Spajanje šupljina u ploči od legure aluminijuma 5052 (SEM snimak): linija koja spaja centre šupljina je normalna na pravac delovanja spoljnog opterećenja (a) i zaklapa ugao od 45° u odnosu na taj pravac (b) [4.66]

U nedeformisanoj konfiguraciji jedinične ćelije (sl. 4.28), najmanje rastojanje slobodne površine šupljine od granice ćelije je

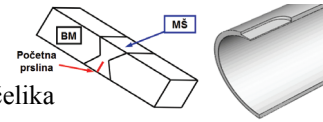
$$a = \frac{L}{2} - R \quad (4.55)$$

U deformisanoj konfiguraciji, prikazanoj isprekidanim linijama na slici 4.28, važi:

$$\tan \alpha = \gamma \quad (4.56)$$

Gde je α ugao deformisanja, slika 4.28. Najmanje rastojanje a' u deformisanoj konfiguraciji je:

$$a' = a \cos \alpha = a \sqrt{\frac{1}{1 + \gamma^2}} \quad (4.57)$$



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Najmanje rastojanje nije definisano u odnosu na dve tačke fiksirane u odnosu na strukturu ćelije, već se njihov položaj menja sa plastičnim deformisanjem. Koristeći međusobni položaj dve susedne deformisane ćelije (označene punom i crta-tačka linijom na slici 4.28), može se definisati ‘veštačka’ (*artificial*) deformacija koja se odnosi na promenu minimalnog rastojanja:

$$\varepsilon_{art} = \ln \frac{a}{a'} = \ln \sqrt{1 + \gamma^2} \quad (4.58)$$

Za malu vrednost zapreminskog udela šupljina, makroskopska deformacija smicanja u tzv. traci smicanja (*shear band*) je približno:

$$\varepsilon_{shear\ band} = \frac{L}{2R} \quad (4.59)$$

Na osnovu ovog kriterijuma, uvodi se oštećenje usled deformisanja šupljina bez promene zapremine [4.68]:

$$D_{shear} = \frac{\varepsilon_{art}}{\varepsilon_{shear\ band}} = \frac{\ln \sqrt{1 + \gamma^2}}{\frac{L}{2R}} \quad (4.60)$$

Koristeći Taylorov razvoj, za malu vrednost γ , ε_{art} se može izraziti na sledeći način:

$$\varepsilon_{art} \approx \frac{1}{2} \gamma^2 \quad (4.61)$$

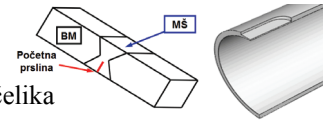
Imajući u vidu da je $\gamma \approx \sqrt{3} \varepsilon_{eq}$ za čisto smicanje, za male vrednosti γ važi [4.68]:

$$D_{shear} \approx \frac{\frac{1}{2} \gamma^2}{\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\pi}{f}}} = \frac{3}{\sqrt{\pi}} f^{\frac{1}{2}} \varepsilon_{eq}^2 \quad (4.62)$$

Gde je $f = \pi R^2 / L^2$ zapreminski udeo šupljina u ćeliji. Za 3D slučaj, sferična šupljina poluprečnika R u centru ćelije dužine L - zapreminski udeo šupljina je tada $f = 4\pi R^3 / 3L^3$, za ćeliju. Tada važi:

$$D_{shear} = \frac{3}{2} \left(\frac{6}{\pi} \right)^{\frac{1}{3}} f^{\frac{1}{3}} \varepsilon_{eq}^2 \quad (4.63)$$

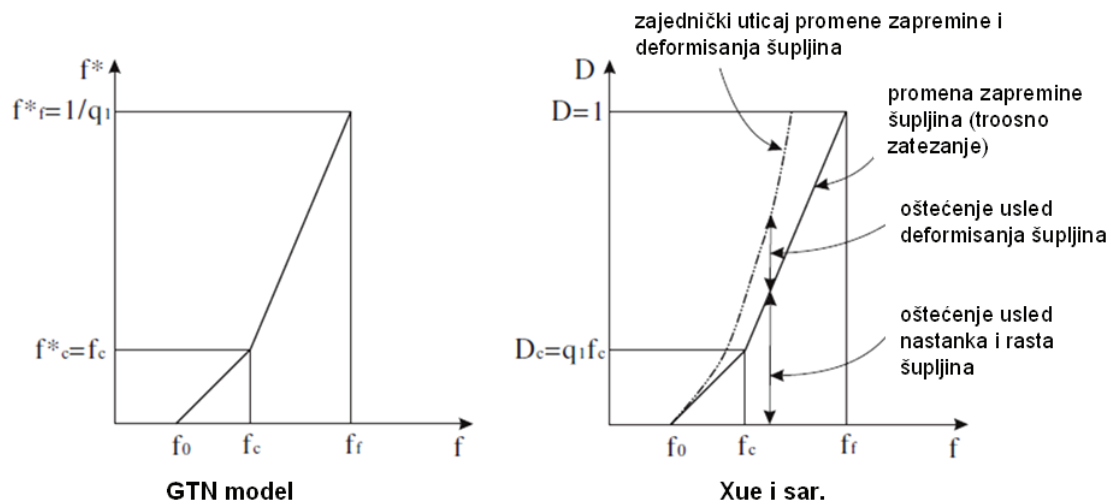
Stoga, akumulirano oštećenje usled smicanja zavisi od deformacije smicanja i zapreminskog udela šupljina. Uopšteni zapis izraza (4.62) i (4.64) je:



$$\dot{D}_{shear} = q_3 f^{q_4} \varepsilon_{eq} \dot{\varepsilon}_{eq} \quad (4.64)$$

Gde je $q_3 = 1.69$, $q_4 = 0.5$ za 2D, odnosno $q_3 = 1.86$ i $q_4 = 0.33$ za 3D probleme. Smisao je da iako nema promene zapreminskog udela šupljina usled smicanja, ipak dolazi do smanjenja nosivosti materijala, određenog efektivnim oštećenjem [4.69-4.71]. Za vrednosti $f > 0.05$, ova aproksimacija nije odgovarajuća.

Funkcija oštećenja se može predstaviti kao zbir dva uticaja: oštećenje usled rasta šupljina, koje postoji i u Gursonovom modelu, i oštećenje usled deformisanja šupljina (sl. 4.30).



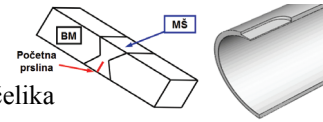
Slika 4.30 Poređenje funkcije oštećenja za GTN model i modela koji je predložio Xue [4.68]

Uzimajući u obzir opisano deformisanje šupljina, Xue [4.68] predlaže sledeći zapis razvoja oštećenja u materijalu:

$$\dot{D} = K_D (q_1 \dot{f} + \dot{D}_{shear}) \quad (4.65)$$

Gde je K_D koeficijent brzine razvoja oštećenja. Na isti način, ukoliko se trenutak dostizanja vrednosti f_F zameni dostizanjem $D = 1$, kritični zapreminski udeo šupljina se može zameniti kritičnim oštećenjem D_c . Nakon toga, dolazi do naglog razvoja oštećenja, kao i u slučaju f_c . Po ugledu na GTN model, ponašanje materijala po dostizanju D_c je predstavljeno sledećim izrazom:

$$K_D = \begin{cases} 1 & \text{za } D \leq D_c \\ \frac{1/q_1 - f_c}{f_F - f_c} & \text{za } D < D_c \leq 1 \end{cases} \quad (4.66)$$



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

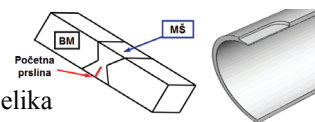
gde je $D_c = q_1 f_c$. Stoga, u slučaju osno simetričnog stanja jednoosnog zatezanja, ovaj model se svodi na GTN model, sa $g_\theta = 0$ i $D_{shear} = 0$.

Xue navodi dva načina uvođenja promenljive D u analizu loma; prvi podrazumeva zadržavanje GTN kriterijuma tečenja, izraz (4.18a), uz kriterijum otkaza definisan preko oštećenja D . Stoga, tečenje materijala definisano je na osnovu zapreminskog udela šupljina f , a otkaz parametrom D . Drugi način podrazumeva korišćenje ove promenljive u samom kriterijumu otkaza:

$$\phi = \frac{3S_{ij}S_{ij}}{2\sigma^2} + 2D \cosh\left(\frac{3q_2\sigma_m}{2\sigma}\right) - [1 + D^2] = 0 \quad (4.67)$$

U zavisnosti od primenjenog pristupa, Xue ukazuje na veoma važno pitanje za analizu žilavog loma: da li je tečenje i oštećenje materijala moguće opisati istom promenljivom ili ne?

Modifikacija opisana u ovom poglavlju doprinosi proširenju polja primene Gursonovog modela u strukturama u kojima u fazi nastanka i rasta prsline dolazi do izražaja napon smicanja. Problemom deformisanja šupljina bez promene zapremine bavili su se i Nashon i Hutchinson [4.72], kao i Nielsen i Tvergaard [4.73].



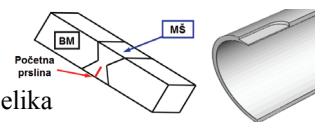
5. Numerička analiza loma praćenog plastičnim deformisanjem

Nastanak žilavog loma je praćen plastičnim deformisanjem materijala, što je potrebno uzeti u obzir pri modeliranju ovog mehanizma loma primenom MKE. Sa razvojem računarskih resursa, moguće je koristiti sve naprednije modele elasto-plastičnog ponašanja materijala i konstitutivne jednačine, uključujući i oštećenje materijala pri nastanku žilavog loma. Numerički proračuni se u ovom kontekstu mogu koristiti za [1.1]:

- određivanje parametara EPML za složene konfiguracije i granične uslove, ukoliko nema odgovarajućih analitičkih rešenja,
- istraživanje primenljivosti i ograničenja ovih parametara, i
- primenu lokalnih kriterijuma loma u okviru postupaka koji uključuju numeričku i eksperimentalnu analizu, ukoliko parametri elasto-plastične mehanike loma definisani standardima ne mogu da daju pouzdana predviđanja otpornosti prema lomu.

Parametri EPML se koriste i u lokalnom pristupu žilavom lomu, i treba ih posmatrati kao celinu sa parametrima tog pristupa opisanim u pogl. 4. Kriterijum otkaza, odnosno nastanka žilavog loma, se tada određuje na osnovu kritične vrednosti parametra lokalnog pristupa, a ne na osnovu kritične vrednosti nekog od globalnih parametara, kao u EPML [1.1].

Metoda konačnih elemenata je sastavni deo kombinovanog eksperimentalno-numeričkog postupka u analizi žilavog loma primenom lokalnog pristupa. Proračun MKE omogućuje izračunavanje vrednosti veličina koje je teško ili nemoguće odrediti eksperimentalno, kao što je rast zapreminskog udela šupljina tokom delovanja spoljnog opterećenja.



5.1 Formulacija metode konačnih elemenata (MKE)

Metoda konačnih elemenata daje približnu raspodelu tražene veličine u posmatranoj oblasti, koju nije moguće odrediti analitički. Približno rešavanje se postiže podelom oblasti (tela) na elemente. Tada se odgovarajući fizički zakoni primenjuju na svaki element, a skup rešenja po elementima daje rešenje posmatranog problema. U nastavku su ukratko prikazane relacije koje se odnose na MKE u mehanici deformabilnog tela. Osnovna jednačina MKE za statičke uslove opterećenja je:

$$\mathbf{F} = [\mathbf{K}] \cdot \mathbf{u} \quad (5.1)$$

dok za dinamičke uslove važi:

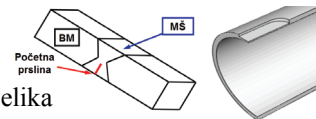
$$\mathbf{F} = [\mathbf{M}] \cdot \ddot{\mathbf{u}} + [\mathbf{C}] \cdot \dot{\mathbf{u}} + [\mathbf{K}] \cdot \mathbf{u} \quad (5.2)$$

U navedenim izrazima $[\mathbf{K}]$ je globalna matrica krutosti, koja predstavlja sumu matrica krutosti svih elemenata, \mathbf{u} globalni vektor pomeranja, \mathbf{F} globalni vektor sila, $[\mathbf{M}]$ globalna matrica masa i $[\mathbf{C}]$ globalna matrica prigušenja. Najčešći način rešavanja ovih jednačina se svodi na određivanje nepoznatih pomeranja čvorova svih elemenata, na osnovu poznatih matrica krutosti, masa i prigušenja i sila.

Polje promenljivih u elementu određeno je interpolacionim funkcijama, koje služe za uspostavljanje veze između vrednosti posmatrane veličine (prevažodno pomeranja i napona) u čvorovima i njene vrednosti u proizvoljnoj tački u unutrašnjosti elementa. Drugi nazivi za ove funkcije koji se pojavljuju u literaturi su funkcije oblika, bazne funkcije ili aproksimativne funkcije, jer se pomoću njih aproksimiraju polja nepoznatih veličina i/ili geometrija modela. Ukoliko se za primer uzme pomeranje $u(x)$, njegova vrednost u unutrašnjosti elementa se izračunava na sledeći način:

$$u(x) = u_j P_j(x); \quad u_j = u(x_j) \quad (5.3)$$

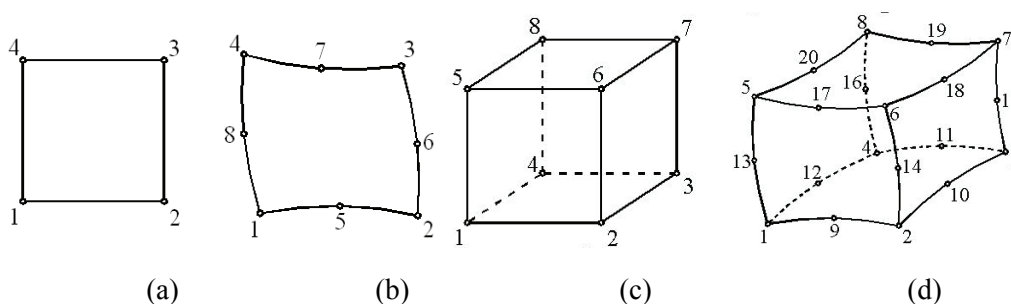
gde je $P_j(x)$ interpolaciona funkcija, x_j koordinata čvora sa rednim brojem j , a u_j pomeranje tog čvora. Izraz (5.3) se odnosi na funkciju jedne promenljive, tj. važi za jednodimenzionalni element. Detaljno izvođenje i oblici interpolacionih funkcija za dvodimenzionalne i trodimenzionalne elemente dati su u [5.1-5.3]. U tekstu koji sledi



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

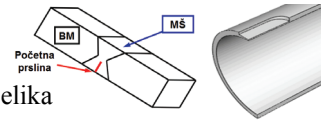
zastupljena je izoparametarska formulacija, kao najopštija i najčešće korišćena formulacija u analizi žilavog loma primenom MKE [1.1]. Ona podrazumeva elemente kod kojih se koriste isti čvorovi i iste interpolacione funkcije za aproksimiranje geometrije i nepoznatih veličina, što je detaljnije prikazano u [5.1, 5.4].

Svaki konačni element je određen familijom kojoj pripada, brojem i položajem čvorova, brojem stepeni slobode, formulacijom i redom integracije. Familija je prevashodno određena geometrijom elementa, pri čemu postoje elementi grede, štapa, ploče, ljuske, kontinuuma, specijalni elementi, itd., ali u nastavku će biti reči isključivo o elementima kontinuuma, koji se najčešće koriste u numeričkim proračunima MKE u mehanici loma i lokalnom pristupu žilavom lomu, pogl. 7 i 8. Stepeni slobode su nepoznate veličine koje se izračunavaju u svakom elementu, odnosno čvoru, a u mehanici deformabilnog tela to su pomeranje i napon (uz temperaturu i toplotni fluks u problemima koji uključuju i proračun provođenja toplote, [5.5-5.7]). U analizi žilavog loma najčešće se koriste elementi sa kvadratnim interpolacionim funkcijama (8-čvorni za dvodimenzionalne i 20-čvorni za trodimenzionalne probleme, slika 5.1b i d). Takođe, zastupljeni su elementi sa linearnim interpolacionim funkcijama (4-čvorni za dvodimenzionalne i 8-čvorni za trodimenzionalne probleme, slika 5.1a i c), koji daju nešto lošiju tačnost rešenja zbog linearne interpolacije promenljivih po elementu.



Slika 5.1 Konačni elementi oblika četvorougla: 4-čvorni sa linearnim (a) i 8-čvorni sa kvadratnim (b) interpolacionim funkcijama; konačni elementi oblika heksaedra: 8-čvorni sa linearnim (c) i 20-čvorni sa kvadratnim (d) interpolacionim funkcijama

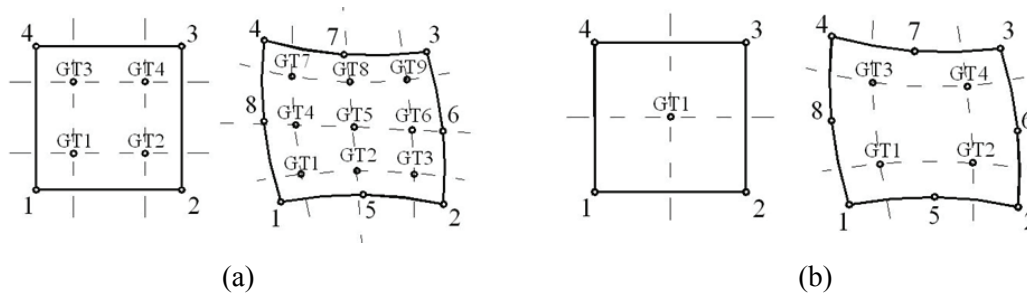
Ukoliko se u okviru proračuna MKE koriste izoparametarski elementi, pri formiranju matrice i vektora sistema se javljaju podintegralne funkcije koje je teško ili nemoguće integraliti u zatvorenom obliku. Programski paketi za proračun MKE uobičajeno koriste Gaussovu numeričku integraciju, prema kojoj je položaj integracionih (Gaussovih)



tačkaka određen iz uslova najveće tačnosti ovog postupka. Izraz za izračunavanje vrednosti integrala funkcije dve promenljive je:

$$I = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(\xi, \eta) d\xi d\eta = \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n f(\xi_j, \eta_k) w_j w_k \quad (5.4)$$

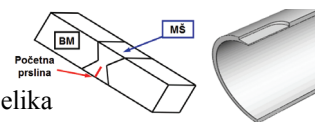
gde su w_i koeficijenti integracije, ξ i η lokalne koordinate u elementu [5.3], a $f(\xi_j, \eta_k)$ vrednost funkcije u tački (ξ_j, η_k) . Na slici 5.2 je prikazan položaj integracionih tačkaka u dva dvodimenzionalna elementa⁹, a sličan raspored tačkaka važi i za trodimenzionalne elemente.



Slika 5.2 Položaj integracionih tačkaka u konačnim elementima: puna (a) i redukovana integracija (b)

Koordinate integracionih tačkaka i vrednosti koeficijenata integracije za elemente koji se često koriste su date u [5.3, 5.4]. Na slici 5.2a su prikazani elementi sa punom integracijom (preporučenim redom integracije, odnosno brojem integracionih tačkaka). Međutim, često se koristi i redukovana integracija, posebno u problemima lokalnog pristupa žilavom lomu (pogl. 7 i 8), gde se vrednosti parametara oštećenja izračunavaju u integracionim tačkama. Redukovana integracija podrazumeva manji broj tačkaka odnosu na punu (sl. 5.2b), a time i manje zahteve u pogledu računarskih resursa.

⁹ Numerisanje integracionih tačkaka može biti i drugačije, a prikazani način se koristi u programskom paketu Abaqus.



5.2 MKE u mehanici elasto-plastičnih materijala

Većina metala i legura ima gotovo linearnu zavisnost napona od deformacije pri malim vrednostima ovih veličina. U elastičnoj oblasti, veza napona i deformacije određena je Hookeovim zakonom:

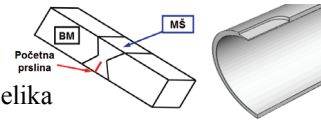
$$\sigma_{ij} = D_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (5.5)$$

gde su σ_{ij} , ε_{kl} i D_{ijkl} komponente tenzora napona, tenzora deformacije i tenzora elastičnosti. Međutim, pri većim vrednostima spoljnog opterećenja materijal počinje da teče i da se plastično deformiše, a ponašanje materijala se tada više ne može opisati linearnom zavisnošću napona od deformacije. Metalne materijale, koji su razmatrani u nastavku, karakteriše elasto-plastično ponašanje (jedan od vidova nelinearnosti materijala, [5.8]), koje je određeno:

- relacijom napon - deformacija u elastičnoj oblasti,
- kriterijumom plastičnog tečenja i
- relacijom napon - deformacija u plastičnoj oblasti.

Kriterijumi plastičnog tečenja se mogu podeliti na dve grupe, u zavisnosti od toga da li uključuju sferni deo tenzora napona. Po von Misesovom kriterijumu (kod koga ne postoji zavisnost od ove komponente), do tečenja materijala dolazi kada druga invarijanta tenzora napona dostigne određenu vrednost. U slučaju primene modela nespregnutog pristupa žilavom lomu, kriterijum plastičnog tečenja koji se najčešće koristi je upravo von Misesov. Ukoliko se radi o modelima spregnutog pristupa, najčešće se koristi neki od kriterijuma koji uključuju zavisnost od sfernog dela tenzora napona, kao što je Gursonov. Više detalja o navedenim kriterijumima tečenja dato je u pogl. 4.

Po dostizanju kriterijuma tečenja, za dalje deformisanje je potrebno povećavanje opterećenja. Nivo napona koji može dovesti do daljeg plastičnog deformisanja zavisi od trenutnog nivoa plastične deformacije. Usled toga, površ tečenja se menja u zavisnosti od plastične deformacije, što predstavlja efekat ojačavanja materijala. Ovde je



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

razmatrano izotropno ojačavanje, pri kome se početna površ tečenja uniformno širi bez translacije.

Ojačavanje materijala je određeno ekvivalentnom plastičnom deformacijom¹⁰ ε_{eq}^p , čiji prirast je dat izrazom (5.6). Da bi se odredio prirast plastične komponente deformacije, koji figuriše u navedenom izrazu, potrebno je poznavati ponašanje materijala u plastičnoj oblasti, određeno zakonom tečenja:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial \phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.6)$$

gde je $d\lambda$ konstanta proporcionalnosti. Izraz (5.6) se zove još i uslov normalnosti, jer je $\partial \phi / \partial \sigma_{ij}$ vektor upravan na površ tečenja ϕ , [5.4].

Zavisnost osobina materijala od brzine deformisanja ili temperature, kao i oštećenje (koje se uzima u obzir u lokalnom pristupu žilavom lomu) su takođe oblici nelinearnosti materijala.

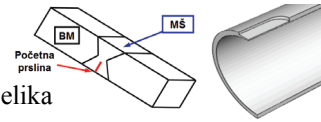
5.2.1 Definisane mehaničke osobine materijala

Mehaničke osobine materijala u elasto-plastičnim proračunima MKE se definišu preko zavisnosti napona od deformacije. Elastično ponašanje, tj. ponašanje materijala pre nego što je zadovoljen kriterijum plastičnog tečenja, je određeno vrednostima modula elastičnosti i Poissonovog koeficijenta. Plastično ponašanje materijala definiše se pomoću krive stvarni napon - stvarna deformacija, koja će biti opisana u nastavku.

Kriva nominalni napon - nominalna deformacija (nominalna kriva, sl. 5.3a), dobijena ispitivanjem epruvete za određivanje osobina materijala pri jednoosnom zatezanju, ne daje realan prikaz deformisanja materijala, jer je određena na osnovu početnih dimenzija epruvete, koje se menjaju tokom delovanja spoljnog opterećenja. Izrazi za nominalni napon σ_n i nominalnu deformaciju e glase:

$$\sigma_n = \frac{F}{A_0} \quad \text{i} \quad e = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (5.7)$$

¹⁰ Prema modelu deformacionog ojačavanja



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

gde su A_0 i L_0 početna površina poprečnog preseka i početna dužina epruvete, dok je ΔL njeno trenutno izduženje. Do značajnijih odstupanja nominalne krive napon - deformacija u odnosu na stvarne pojave u materijalu dolazi posebno kod legura koje imaju sposobnost izraženog plastičnog tečenja, kod kojih tokom ispitivanja epruvete za određivanje osobina materijala pri jednoosnom zatezanju dolazi do pojave vrata. Zbog smanjenja poprečnog preseka epruvete u zoni vrata, sila počinje da opada. Nominalni napon takođe opada, što se vidi na nominalnoj krivoj napon - deformacija, a mesto dostizanja najveće vrednosti sile odgovara početku pojave vrata. Ponašanje materijala je realnije predstavljeno zavisnošću stvarnog napona σ od stvarne deformacije ε :

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad \varepsilon = \ln \frac{L}{L_0} \quad (5.8a)$$

$$\varepsilon = \ln(e + 1) \quad (5.8b)$$

što je prikazano na slici 5.3a.

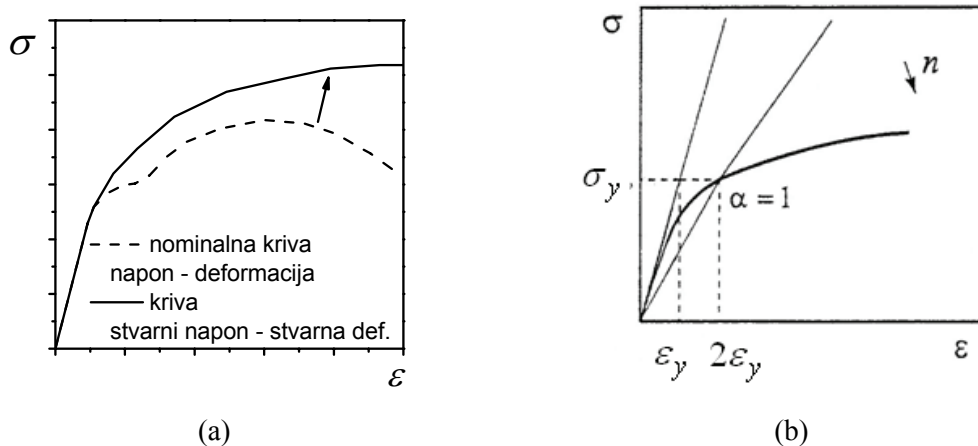
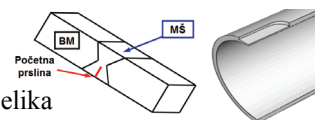
Veza između stvarne i nominalne deformacije data izrazom (5.8b) važi do trenutka pojave vrata na epruveti, što je detaljno opisano u [4.9]. Veličina koja ima veliki značaj u analizi žilavog loma epruvete za određivanje osobina materijala pri jednoosnom zatezanju je stvarna deformacija ε , koja predstavlja prirodni logaritam odnosa početne površine poprečnog preseka A_0 i trenutne površine A .

$$\varepsilon = \ln \frac{A_0}{A} \quad (5.9)$$

Kriva stvarni napon - stvarna deformacija, koja se naziva i kriva ojačavanja, često se predstavlja izrazom Ramberg-Osgooda (sl. 5.3b):

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left[\frac{\sigma}{\sigma_y} \right]^n \quad (5.10)$$

Za male vrednosti napona, ovaj izraz teži Hookeovom zakonu; σ_y referentna vrednost napona (ne mora biti jednaka naponu tečenja), α je konstanta za koju se često zbog jednostavnosti uzima vrednost 1, [2.8]. Eksponent deformacionog ojačavanja n se kreće u granicama $1 \leq n \leq \infty$. U literaturi su dati i drugi izrazi za predstavljanje krive stvarni napon - stvarna deformacija, [1.1, 5.9, 5.10].



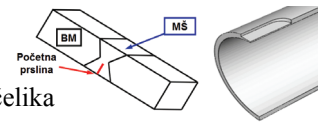
Slika 5.3 Nominalne kriva i kriva stvarni napon - stvarna deformacija (a) i formulacija krive napon - deformacija prema izrazu Ramberg-Osgooda [2.8] (b)

Nastanak vrata na cilindričnoj glatkoj epruveti pri ispitivanju zatezanjem izaziva složeno troosno naponsko stanje u tom delu epruvete. Stoga, u završnoj fazi loma, koja podrazumeva lokalizaciju velikih vrednosti deformacija u zoni vrata, je potrebno korigovati krivu stvarni napon - stvarna deformacija primenom analize Bridgmana, [4.9].

5.3 Modeliranje oštećenja materijala i kriterijumi nastanka žilavog loma

Razvoj oštećenja u metalnom materijalu u uslovima nastanka žilavog loma može se opisati primenom modela nespregnutog ili spregnutog lokalnog pristupa. Kod modela nespregnutog pristupa, koristi se neki od standardnih devijatorskih kriterijuma tečenja (za metale i legure najčešće von Misesov), a parametri oštećenja (npr. R/R_0 , f , itd.) na posmatranom mestu strukture se određuju tokom postprocesorskog proračuna.

Primena modela spregnutog pristupa podrazumeva da se oštećenje u materijalu izazvano nastankom i rastom šupljina ne može razmatrati postprocesorski, već se koristi kriterijum tečenja za porozno telo. U GTN modelu, kriterijum tečenja dat je izrazom (5.30a), u kome je zapreminski udeo šupljina promenljiva. Programski paket Abaqus [5.11], u kome je urađen najveći deo proračuna MKE u ovoj monografiji, omogućuje zadavanje osobina materijala prema GTN modelu. Elasto-plastično ponašanje je definisano na isti način kao kod modela nespregnutog pristupa, s tim da je potrebno



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

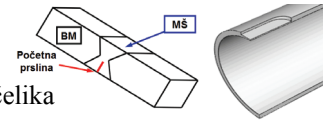
zadati i vrednosti parametara karakterističnih za GTN model. Primena CGM u programskom paketu Abaqus nije moguća bez dodatnog korisničkog potprograma; za proračune date u pogl. 7 i 8 korišćen je potprogram koji je razvio Zhang, na osnovu analize date u [1.7].

Oštećenje materijala mehanizmom žilavog loma je izazvano nastankom, rastom i spajanjem šupljina, kao što je prikazano u pogl. 4.1. Posledica je nastanak prsline na mestima veće troosnosti naponskog stanja ili koncentratora napona, odnosno njen rast u geometrijama i delovima konstrukcija sa prslinom. U analizi žilavog loma primenom lokalnog pristupa, smatra se da do gubitka nosivosti materijala na posmatranom mestu dolazi kada parametar oštećenja dostigne kritičnu vrednost. U proračunima MKE, potrebno je odrediti mesto u strukturi gde se dostiže navedena vrednost $((R/R_0)_c$ za model Rice-Tracey, odnosno f_c za GTN model i CGM). Ukoliko se ispituje geometrija sa prslinom, kritično mesto je element ispred njenog vrha. Za geometrije bez početne prsline (bilo da se radi o epruvetama ili delovima konstrukcija), odgovarajuće mesto je konačni element gde se postiže najveća troosnost naponskog stanja ili je koncentracija napona najizraženija, [1.1].

Rakin [1.1, 4.9] je razmatrao početak rasta prsline na CT epruveti korišćenjem GTN modela, uzimajući kao kriterijum nastanka žilavog loma dostizanje f_c u celom elementu ispred vrha prsline ili u integracionoj tački najbližoj vrhu, i pokazao da drugi pristup daje odgovarajuće rezultate.

Rast prsline mehanizmom žilavog loma se može modelirati tehnikom oslobađanja čvorova, kontrolisanog nekim od parametara EPML (npr. J integral, CTOD, ugao otvaranja vrha prsline - CTOA) ili parametara lokalnog pristupa, kao što su odnos rasta šupljina ili zapreminski udeo šupljina. U programskom paketu Abaqus, rast prsline se može modelirati preko [5.11]: kritičnog napona, rasta prsline u vremenu i kritičnog otvaranja prsline, koje je najpovoljnije za analizu žilavog loma. Kritični zapreminski udeo šupljina f_c se tada ne može direktno koristiti kao kriterijum za rast, već se na osnovu ove vrednosti određuje otvaranje prsline (COD) koje odgovara početku njenog stabilnog rasta mehanizmom žilavog loma.

Lokalni pristup pruža i mogućnost da se rast prsline razmatra bez oslobađanja čvorova, praćenjem otkaza po elementima, gde se podrazumeva da je KE otkazao kada parametar



oštećenja dostigne kritičnu vrednost. Rezultati u pogl. 7 i 8 dobijeni su upravo primenom tog postupka.

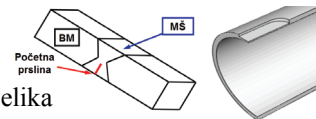
5.4 Formiranje mreže konačnih elemenata

Imajući u vidu da se analizira mehanizam žilavog loma, koji uključuje tri faze, razmatranu geometriju je potrebno numerički modelirati sve do konačnog loma. Na primer, pri ispitivanju cilindrične glatke epruvete, važno je modelirati formiranje vrata na odgovarajući način [1.1], da bi uopšte mogla da se razmatra završna faza. Kod cilindričnih epruveta sa žlebom se modeliranjem različitih poluprečnika žleba omogućuje analiza uticaja troosnosti naponskog stanja, što se koristi u postizanju prenosivosti parametara određenih na ovim geometrijama na geometrije sa prslinom.

U oblastima koncentracije napona potrebno je formirati veoma finu mrežu, što naročito dolazi do izražaja ukoliko se javlja singularitet napona, kao što je vrh prsline, oštar zarez, diskontinuitet u osobinama materijala (što je uobičajena pojava kod zavarenih spojeva) ili oblast sa visokim toplotnim gradijentima. Usitnjavanje elemenata u manjoj meri dolazi do izražaja ukoliko je cilj proračuna određivanje veličina udaljenih od vrha prsline, npr. izračunavanje J integrala. Iako većina komercijalnih programskih paketa za proračun MKE ima mogućnost automatskog formiranja mreže, ovaj postupak najčešće nije odgovarajući za primenu u lokalnom pristupu žilavom lomu.

Imajući u vidu da su navedeni proračuni veoma zahtevni u pogledu potrebnih računarskih resursa i vremena, treba iskoristiti sve mogućnosti za smanjenje broja stepeni slobode, kao što su:

- uvođenje uslova simetrije,
- pravljenje grublje mreže daleko od koncentratora napona,
- svođenje trodimenzionalnih modela na 2D analizu uvođenjem uslova osne simetrije, RSN ili RSD ili
- korišćenje podmodela, odnosno detaljno modeliranje samo oblasti od interesa, pri čemu se uticaj ostatka modela zamenjuje odgovarajućim graničnim uslovima, pogl. 5.4.2.



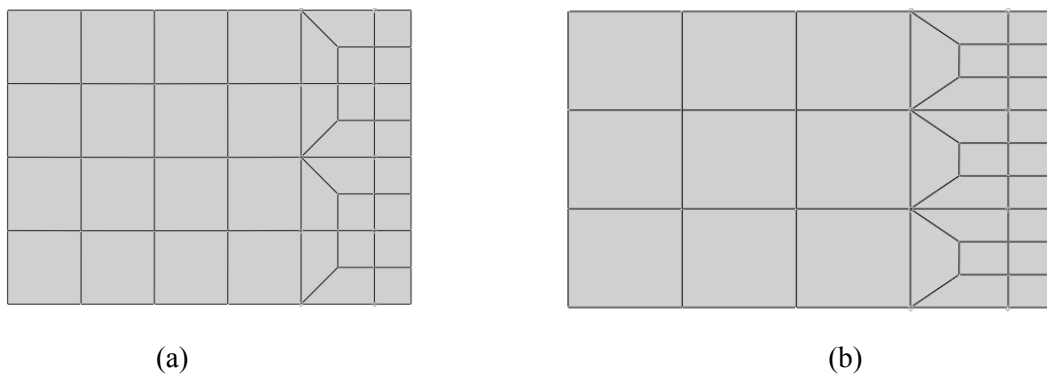
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

U određenim proračunima, trodimenzionalni model se može predstaviti kao osnosimetričan, ili razmatrati u uslovima ravnog stanja napona (RSN) ili deformacije (RSD). Tanke epruvete i komponente od metalnih limova se najčešće mogu na odgovarajući način prikazati modelom za proračune u uslovima RSN, a epruvete veće debljine ili sa bočnim žlebovima u uslovima RSD. Trodimenzionalno modeliranje je ipak neophodno ukoliko konfiguracija nije ravna ili se vrednost neke od veličina prati po debljini. 3D modeli imaju znatno više elemenata i čvorova od odgovarajućih pojednostavljenih dvodimenzionalnih. Iz ovoga direktno sledi da je potrebno više vremena i veći memorijski prostor za numerički proračun, a primena postprocesiranja je otežana, pa elementi ne bi trebalo da budu suviše usitnjeni.

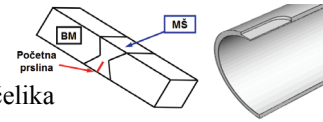
Pri formiranju mreže, treba imati u vidu pravce deformisanja konačnih elemenata u zavisnosti od spoljnog opterećenja. U [1.1] je na primeru cilindrične glatke epruvete dat način usvajanja odnosa dimenzija KE, imajući u vidu velike deformacije u oblasti pojave vrata na epruveti.

5.4.1 Profinjavanje mreže - dva načina

Imajući u vidu da je u blizini koncentratora napona potrebno formirati mrežu KE sa elementima manjih dimenzija, potrebno je na odgovarajući način napraviti prelaz između tog dela mreže i ostatka modela u kome su elementi većih dimenzija. Postoji više načina da se ovo postigne, a ovde će biti prikazana dva koja su korišćena u pogl. 7 i 8. Prvi način prikazan je na slici 5.4, a podrazumeva prelazak na mrežu sa dva ili tri puta manjim konačnim elementima.

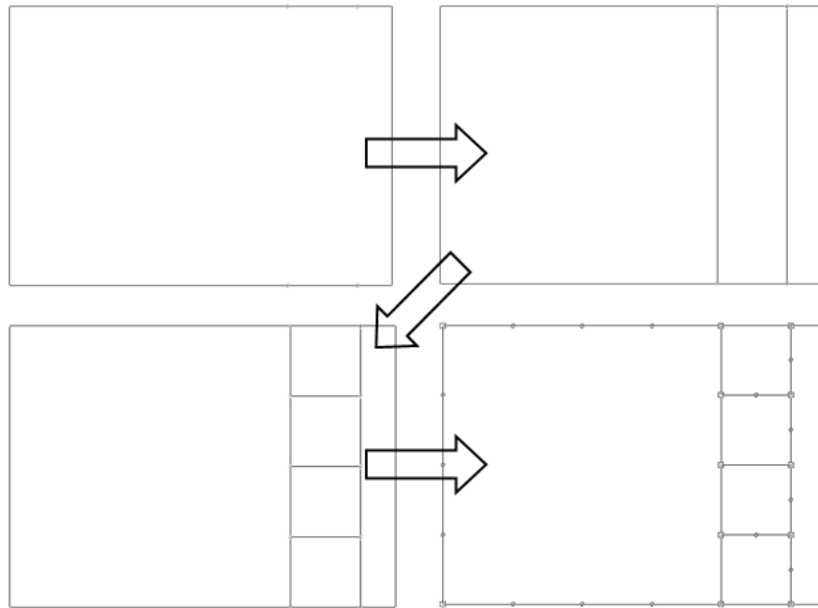


Slika 5.4 Dva načina prelaska sa dela mreže koji se sastoji od većih elemenata na deo koji se sastoji od manjih elemenata



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

U nastavku će biti prikazan postupak dobijanja mreže prikazane na slici 5.4a; radi se o primeru sa dvostruko manjim elementima, a sličan postupak se koristi i za tri puta manje elemente. Kao prvo, potrebno je podeliti domen kao na slici 5.5, korišćenjem komande *partition*, tako da se na kraju svaki element u prelaznoj oblasti (tj. oblasti u kojoj se prelazi sa većih na manje elemente) u stvari bude zaseban region.

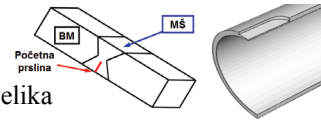


Slika 5.5 Način podele domena

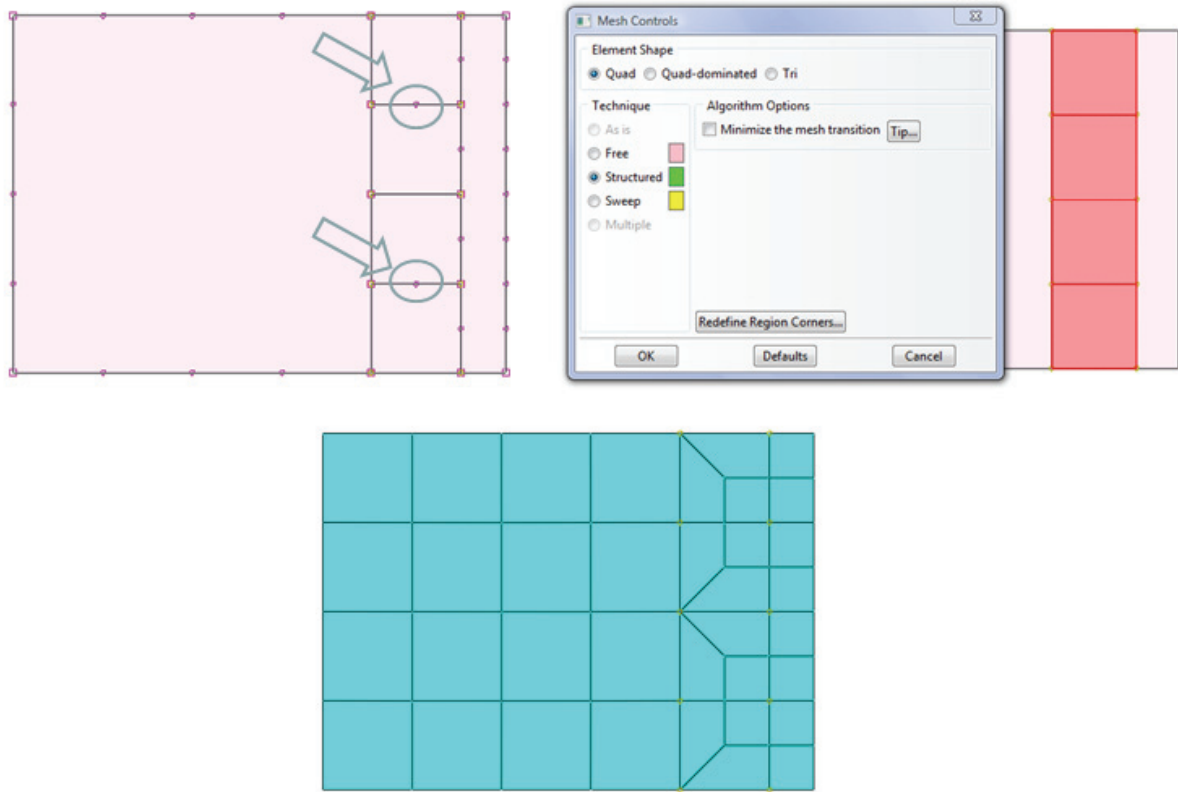
Da bi se formirala mreža kao na slici 5.4, ključni koraci su:

- zadavanje broja elemenata po ivici (*seeds*) kao u gornjem levom uglu slike 5.6 i
- zadavanje opcija mreže (*mesh controls*) kao na istoj slici - izabrane su opcije *quad*, *structured*, i ne sme biti izabrano „*Minimize mesh transition*“. Pri tome, oblast prelaska na manju dimenziju elementa treba da bude udaljena od koncentratora napona najmanje za 2 - 4 sloja elemenata.

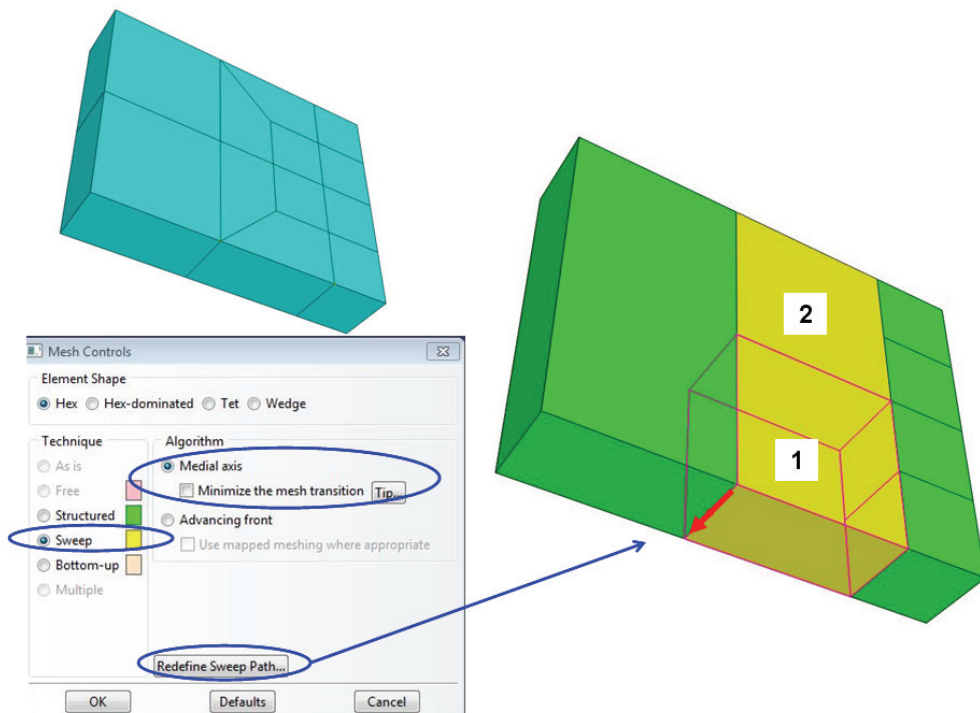
U slučaju 3D modela, definisanje opcija mreže (*mesh controls*) je dato na slici 5.7. Važno je napomenuti da je tada izabrana opcija *sweep* za elemente u prelaznoj oblasti (dva elementa označena brojevima 1 i 2), što znači da će se mreža u zapremini modela ili njegovog dela biti definisana preslikavanjem mreže sa jedne od strana. Preslikavanje je definisano pravcem vektora prikazanog na slici 5.7; ovaj vektor je definisan korišćenjem komande *Redefine sweep path*.



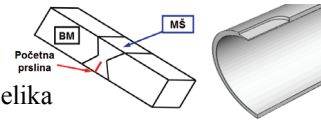
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika



Slika 5.6 Zadavanje broja elemenata i osobina mreže

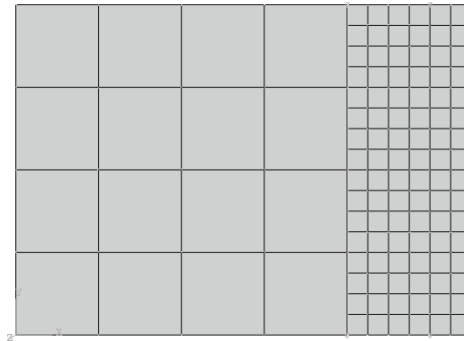


Slika 5.7 Formiranje mreže - 3D model



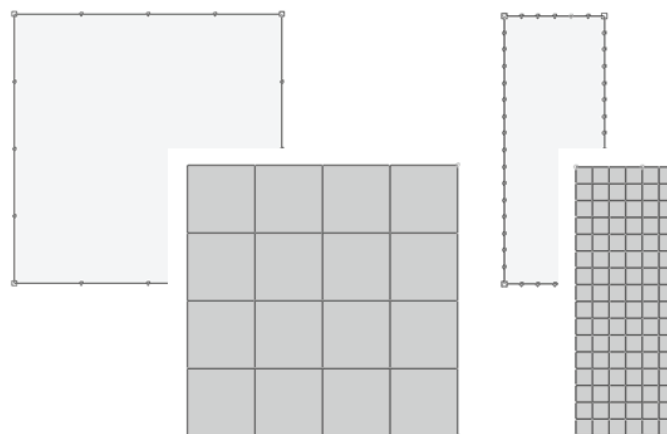
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Druga tehnika (pored one na sl. 5.4) koju je moguće primeniti za prelazak na mrežu sa konačnim elementima manjih dimenzija prikazan je na slici 5.8. Na ovaj način, korisnik ima veću slobodu u pogledu odnosa dimenzija elemenata, a primer na slici je formiran sa dimenzijama elementata koje odgovaraju odnosu 1:4.



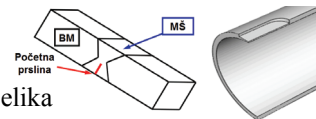
Slika 5.8 Prelazak sa dela mreže koji se sastoji od većih elemenata na deo koji se sastoji od elemenata sa četiri puta manjim dimenzijama

Za razliku od prethodnog načina definisanja mreže, potrebno je formirati dva zasebna dela u modulu *Parts*. Na slici 5.9 su prikazana dva dela sa tačkama koje definišu veličinu elemenata (*Seeds*) i formiranim mrežama, a u nastavku će biti objašnjen postupak njihovog spajanja.



Slika 5.9 Dva dela mreže pomoću kojih se postiže profinjavanje

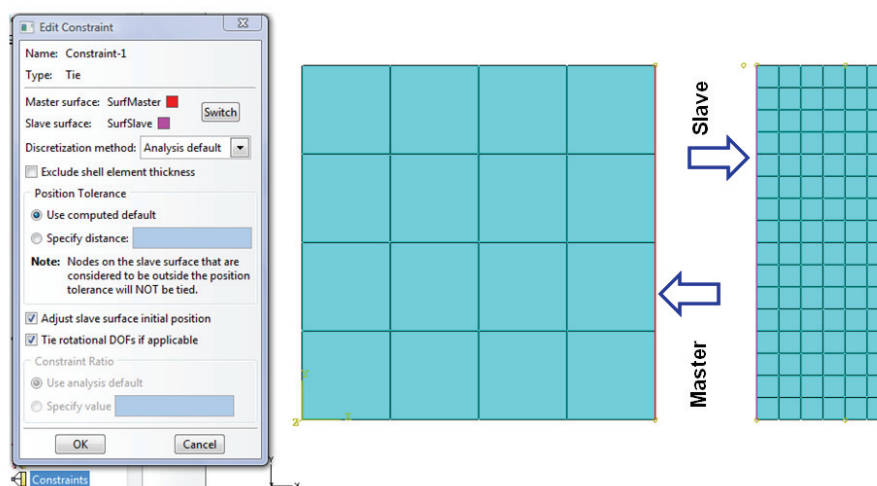
Nakon što su dva dela definisana, od njih se formira sklop (*Assembly*). Pri tome, definišu se dve površine (*surfaces*) preko kojih će se ovi delovi spojiti u jedan. Ove površine označene su kao *Master* i *Slave* na slici 5.10, a za njihovo povezivanje se



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

koristi komanda *Tie Constraint*, čiji komandni prozor je prikazan na levoj strani slike. Ovom komandom definiše se da će navedene dve površine biti spojene tokom analize, bez obzira na dejstvo spoljnog opterećenja. Naravno, nakon definisanja dodirnih površina potrebno je pomeriti jedan od delova tako da se navedene površine poklope, što se postiže komandom *Instance - Translate* u *Assembly* modulu. U slučaju kompleksnih geometrija, moguće je napraviti podelu i na više od dva dela.

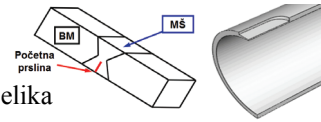
Važno je naglasiti da se pri korišćenju ove tehnike može desiti da se pojavi diskontinuitet u poljima deformacija i napona koji nije uslovljen geometrijom modela i opterećenjem, već načinom formiranja mreže. Zbog toga, potrebno je dva dela (ili više delova) modela definisati tako da granična površina bude dovoljno udaljena od koncentratora napona. Diskontinuitet polja pomeranja, deformacija i napona je moguće videti u prikazu *Field output* nakon proračuna, a ukoliko postoji mogućnost treba formirati i kontrolnu mrežu korišćenjem neke druge tehnike za profinjavanje (npr. one prikazane na slici 5.4).



Slika 5.10 Definisavanje povezanih (*master* i *slave*) površina

5.4.2 Podmodeliranje

Podmodeliranje je još jedna tehnika koja se koristi u situacijama kada je potrebno detaljno analizirati područje od interesa (zona koncentracije napona, prslina i sl.) primenom većeg broja konačnih elemenata malih dimenzija. Postupak proračuna MKE tada podrazumeva dve faze: analizira se ceo (globalni) model korišćenjem grube mreže,



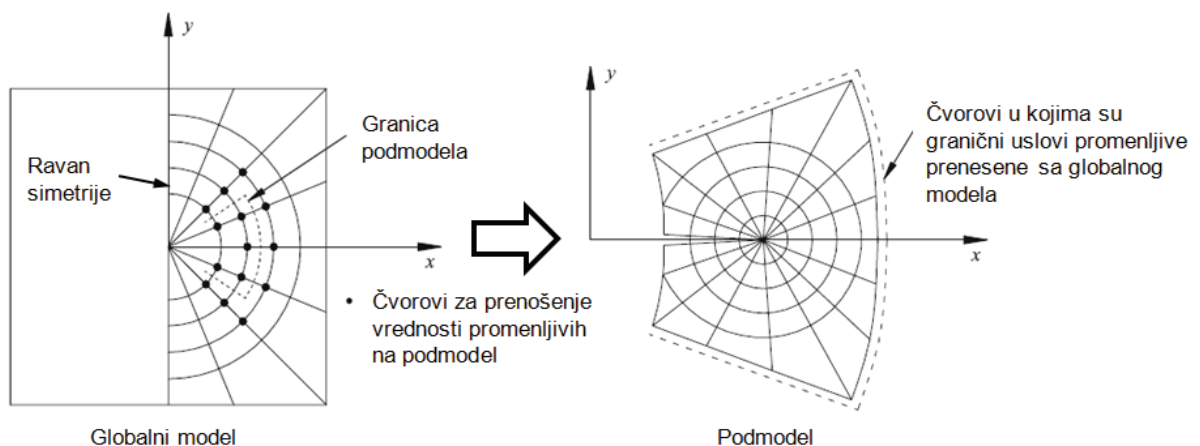
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

a potom se razmatra samo podmodel, pri čemu se na njegovim spoljašnjim površinama zadaju odgovarajući granični uslovi koji zamenjuju uticaj ostatka modela. Ovom tehnikom može se formirati mreža sa dovoljno sitnim elementima u oblasti fronta, što ima veliki značaj u analizi loma geometrija sa prslinom primenom lokalnog pristupa, uz smanjenje potrebnog procesorskog vremena i računarskih resursa.

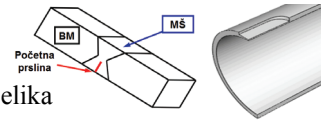
Osim finije mreže, podmodel može imati složeniju geometriju i na taj način bolje aproksimirati razmatranu realnu geometriju. Takođe, može se u istom modelu primeniti i 2D i 3D modeliranje - *Shell-to-solid* tehnika.

Podmodeliranje se, prema tehnici koja se koristi, može izvesti čvornom (*Node-based*) i površinskom (*Surface-based*) tehnikom. Čvorna tehnika se češće koristi, a podrazumeva primenu rezultata u čvorovima (kao što su pomeranja) za prenošenje rezultata globalnog modela na čvorove podmodela. Sa druge strane, površinska tehnika koristi polje napona globalnog modela, koje se interpolacijom prenosi na integracione tačke podmodela [5.11]. Moguća je čak i primena obe tehnike podmodeliranja u istom modelu, ali se ovakav postupak retko koristi.

Pri analizi globalnog modela, vrednosti promenljivih (pomeranja, napona, itd., u zavisnosti od primenjene tehnike) na granici globalnog modela i podmodela se snimaju u Abaqus *.odb* fajl. Nakon toga, tokom analize podmodela, ovi podaci se učitavaju iz navedenog fajla i koriste kao granični uslovi za podmodel (sl. 5.11). Ovakva postavka modela omogućuje čak i da podmodel bude globalni model za podmodel sledećeg nivoa.

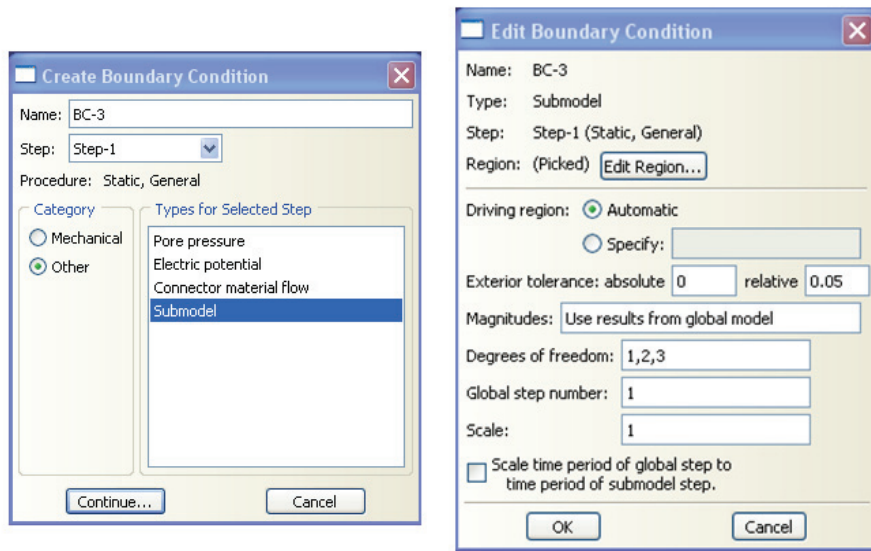


Slika 5.11 Čvorovi za prenošenje podataka između globalnog modela i podmodela [5.11]

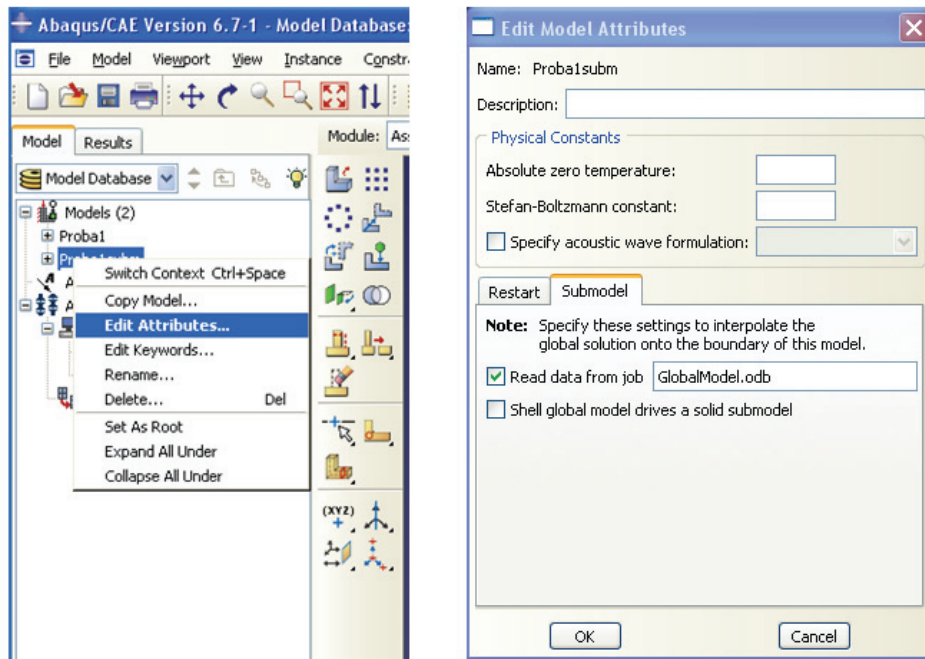


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

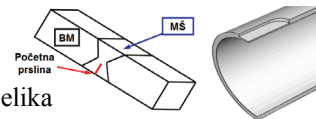
Zadavanje graničnih uslova podmodela je prikazano na slici 5.12; pri izboru graničnog uslova (*Boundary condition - BC*) bira se *Other - Submodel*, a zatim se bira region u kome su zadati, korak, stepeni slobode, itd. Pored ovoga, u podatke o podmodelu je potrebno je uneti ime *.odb* fajla globalnog modela, što se radi komandom *Edit attributes*, kao na slici 5.13.



Slika 5.12 Zadavanje graničnih uslova podmodela



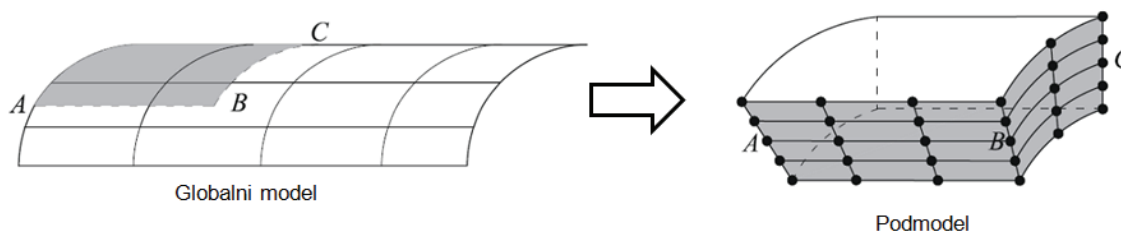
Slika 5.13 Unošenje imena fajla sa rezultatima analize globalnog modela u podmodel



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

Shell-to-solid podmodeliranje podrazumeva globalni model koji se sastoji od konačnih elemenata tipa ljuske, dok se podmodel sastoji od 3D kontinuum elemenata. Na slici 5.14, linijom A-B-C je prikazana oblast na globalnom modelu tipa ljuske u kojoj je korišćena upravo ova vrsta podmodeliranja. Linija A-B-C globalnog modela odgovara površini označenoj sa A-B-C na podmodelu, što se može videti na istoj slici.

Definisanje oblasti u kojoj se koristi tehnika podmodeliranja je zadatak koji zahteva iskustvo korisnika, jer podmodel mora biti dovoljnih dimenzija da se njegove granice nađu u oblasti približno konstantnih napona, bez skokova, diskontinuiteta i sl. U svakom slučaju, nakon formiranja modela bi trebalo proveriti da li u poljima napona globalnog modela i podmodela postoji značajna razlika, i ako postoji trebalo bi povećati oblast obuhvaćenu podmodeliranjem.

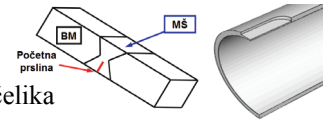


Slika 5.14 Povezivanje globalnog modela koji se sastoji od elemenata tipa ljuske sa trodimenzionalnim podmodelom [5.11]

5.5 Definisane spoljnog opterećenja

U proračunima koji uključuju nelinearno ponašanje materijala, veoma je važan način definisanja spoljnog opterećenja [1.1]. Pri ispitivanju cilindrične glatke epruvete ili epruvete sa žlebom, koje se najčešće izvodi primenom osnosimetričnog modela, opterećenje se zadaje u svim čvorovima na odgovarajućoj ivici. Imajući u vidu osnu simetriju, ukupno opterećenje epruvete se dobija sabiranjem opterećenja na površini nastaloj rotacijom posmatrane ivice oko ose. Na sličan način, ukoliko se model KE razmatra u uslovima RSD ili RSN, zadato opterećenje se množi sa debljinom epruvete.

Ukoliko je opterećenje definisano u jednom čvoru, može se javiti lokalna koncentracija napona i deformacije, što nije dobro za numeričku analizu, jer je oblast delovanja opterećenja najčešće udaljena od vrha prsline. Ovaj problem može se rešiti raspodelom

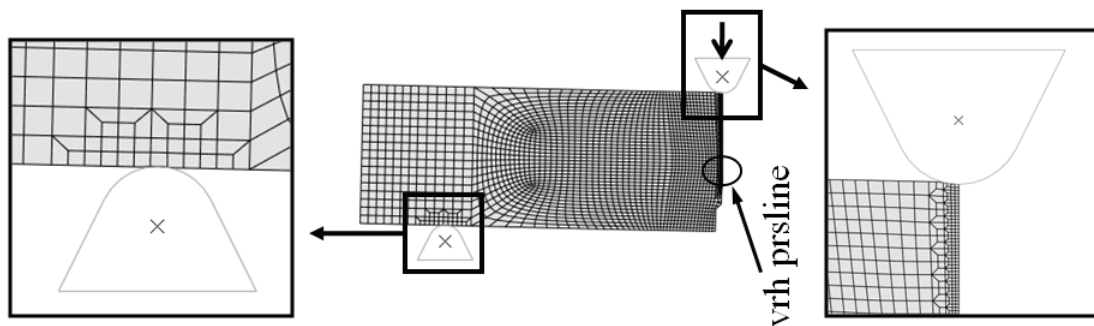


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

opterećenja na nekoliko čvorova, pri čemu se materijal u toj oblasti (nekoliko elemenata najbližih odgovarajućim čvorovima) definiše kao elastičan. Ukoliko i tada pojava plastičnog tečenja u oblasti delovanja spoljnog opterećenja ima uticaja na tačnost rezultata proračuna, ono se zadaje uvođenjem nelinearnih graničnih uslova, definisanjem kontakta razmatrane geometrije sa krutim ili deformabilnim telom (sl. 5.15).

U numeričkim proračunima lokalnog pristupa žilavom lomu, opterećenje se znatno češće definiše uvođenjem pomeranja odgovarajuće tačke ili grupe tačaka, s tim da je i tada često potrebno primeniti jedan od dva opisana načina kojima se neutrališe pojava plastičnog tečenja u oblasti delovanja spoljnog opterećenja i oslanjanja epruvete ili komponente [1.1].

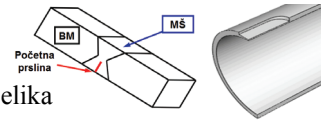
U primeru određivanja nosivosti cevi sa oštećenjem usled korozije (pogl. 8), opterećenje je zadato definisanjem hidrostatičkog pritiska na unutrašnjoj površini cevi. U istim modelima, pritisak u uzdužnom pravcu cevi je korišćen da bi se zamenio uticaj danca kojim je cev bila zatvorena tokom eksperimentalnog ispitivanja.



Slika 5.15 Definisane oslonca i mesta uvođenja spoljnog opterećenja zadavanjem kontakta sa krutim telom, na primeru SENB epruvete [1.1]

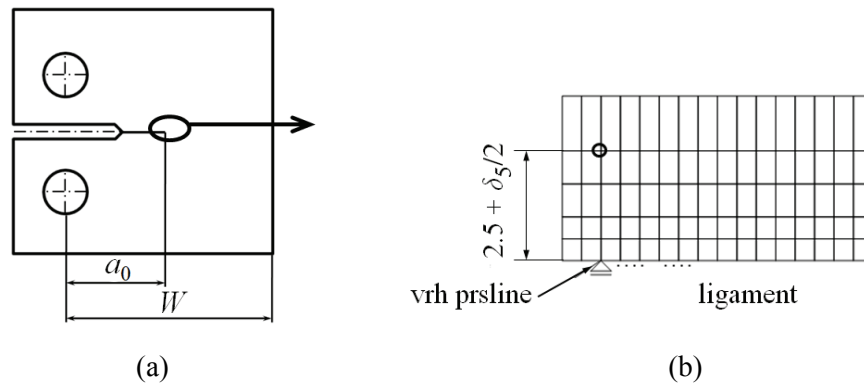
5.6 Određivanje otvaranja prsline - CTOD i CMOD

Ukoliko se razmatra stacionarna prslina, CTOD se može odrediti na osnovu oblika njenog zatupljenog vrha, modeliranog odgovarajućim singularnim konačnim elementima, [1.1, 2.3]. Međutim, ne postoji jedinstvena definicija ovog parametra, pa samim tim ne postoji ni jedinstven postupak za njegovo određivanje.



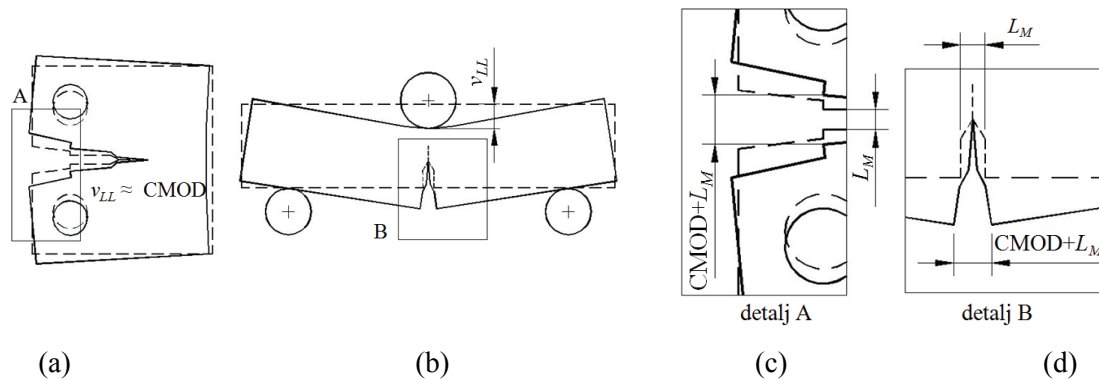
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Metoda koja je našla široku primenu i koja se koristi u primerima datim u pogl. 7 je δ_5 koncept, a pogodna je i za eksperimentalno i za numeričko određivanje CTOD, pogl. 2.3.1. Numeričko određivanje δ_5 na CT epruveti (šematski prikaz na sl. 5.16a) je pokazano na detalju mreže oko vrha prsline (sl. 5.16b), gde je označena tačka koja se u nedeformisanoj mreži nalazi na rastojanju od 2.5 mm u odnosu na osu simetrije. Pomeranje ove tačke u vertikalnom pravcu tokom povećavanja spoljnog opterećenja iznosi $\delta_5/2$.

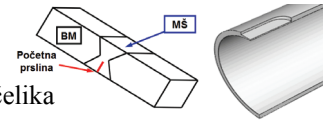


Slika 5.16 CT epruveta (a) i detalj mreže KE oko vrha prsline (b)

Otvaranje usta prsline (CMOD) je parametar koji se takođe često koristi, a na slici 5.17 je dat šematski prikaz njegovog određivanja na CT i SENB epruvetama. Vrednost CMOD je kod CT epruvete približno jednaka pomeranju napadne tačke sile v_{LL} .



Slika 5.17 Šematski prikaz određivanja CMOD na CT (a), (c) i SENB epruveti (b), (d); isprekidanim i punim linijama su označeni nedeformisani i deformisani oblik epruvete [1.1]



Nakon početka rasta prsline, ne postoji značajno zatupljenje njenog vrha (pogl. 2.3.2 i 6.1), tako da je osim gore navedenih parametara moguće koristiti i ugao otvaranja vrha prsline CTOA.

5.7 Određivanje J integrala

J integral je definisan izrazom (2.3) kao konturni integral oko vrha prsline. Ovaj izraz nije pogodan za proračun MKE, jer se pomeranja izračunavaju u čvorovima, a naponi i deformacije u integracionim tačkama. Zbog toga se za određivanje vrednosti J integrala često koristi tzv. metoda integrala po domenu [5.12, 5.13]. Primenom teoreme o divergenciji, konturni integral se svodi na površinski, korišćenjem konačne oblasti koja okružuje vrh prsline. Metoda integrala po domenu daje dobre rezultate čak i sa relativno grubim mrežama KE, jer se integral izračunava na oblasti (skupu elemenata), tako da se smanjuje uticaj grešaka usled pojava koje se javljaju na lokalnom nivou.

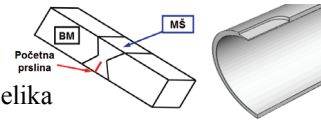
Metoda integrala po domenu povezuje J integral sa virtuelnim malim priraštajem dužine prsline Δa (sl. 5.18a):

$$J = \frac{1}{\Delta a} \int_{\mathcal{E}_0} \left[\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_1} - \mathcal{W} \delta_{li} \right] \frac{\partial(\Delta x_1)}{\partial x_i} dA \quad (5.11)$$

gde x_1 i x_2 označavaju koordinatne ose x i y , σ_{ij} su komponente tenzora napona, u_j je pomeranje u pravcu j , \mathcal{W} gustina energije deformacije, δ_{ij} Kroneckerov delta simbol, \mathcal{E}_0 oblast integracije (sl. 5.18a), a Δx_1 virtuelno pomeranje u toj oblasti. Zbog navedene fizičke interpretacije, metoda integrala po domenu je poznata kao metoda virtuelnog rasta prsline (*virtual crack extension* - VCE). Sličan postupak može se primeniti i u uslovima loma mešovito oblika, što je detaljno prikazano u [5.14].

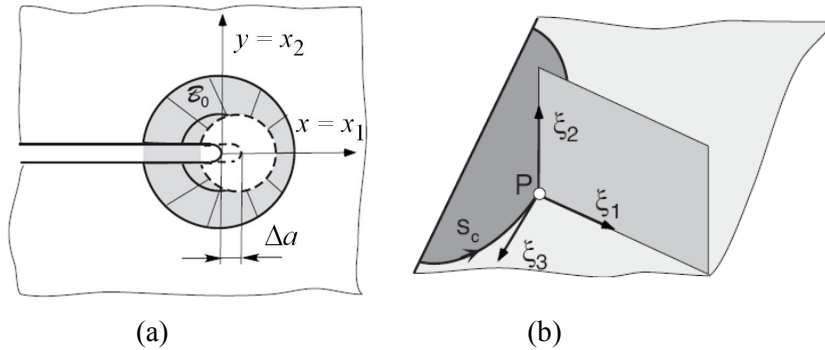
J integral se može primeniti i na trodimenzionalne probleme, ukoliko su površine prsline ravne. U takvim uslovima, njegova vrednost se određuje lokalno, $J(s_c)$, gde je s_c krivolinijska koordinata koja odgovara frontu prsline (sl. 5.18b).

Ukoliko prslina leži u (x_1, x_3) - ravni, definiše se lokalni koordinatni sistem $(\zeta_1, \zeta_2 = x_2, \zeta_3)$ u bilo kojoj tački P duž fronta, tako da ravan (ζ_1, ζ_2) , koja se koristi pri



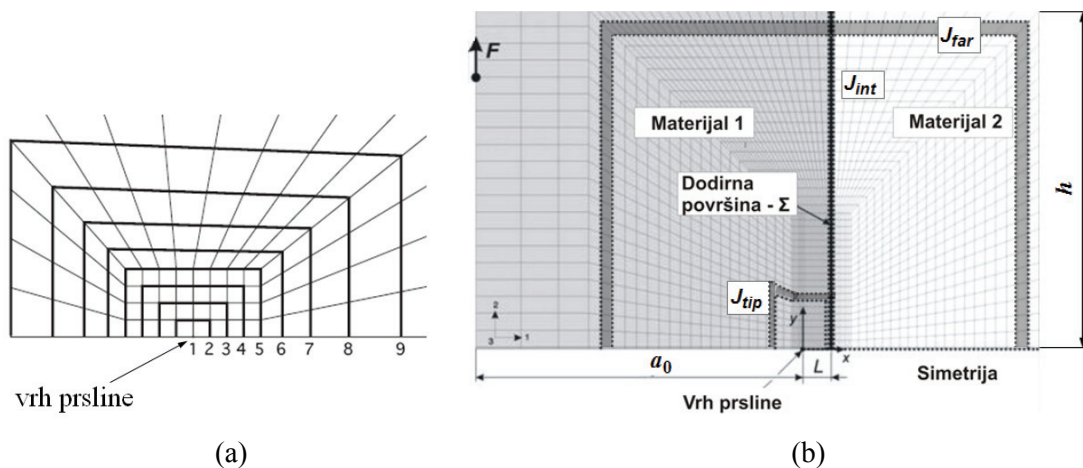
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

izračunavanju J integrala u datoj tački, bude normalna na prslinu. Više detalja o određivanju J integrala u 3D proračunima dato je u [2.3].

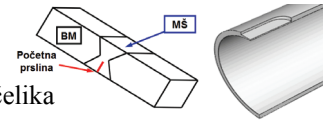


Slika 5.18 Virtuelni rast prsline (a) i određivanje J integrala u trodimenzionalnoj oblasti (b) [5.14]

Opisana metoda podrazumeva zadavanje oblasti integracije u okolini vrha prsline. Na slici 5.19a je dat primer mreže na kojoj je definisano 9 oblasti (domena), polazeći od vrha. Poželjno je koristiti nekoliko uzastopnih domena za izračunavanje J integrala, kako bi se proverilo da li je postignuta nezavisnost od putanje. Takođe, ne bi trebalo uzeti u obzir elemente oko vrha prsline (na sl. 5.19a to su npr. domeni 1, 2 i 3), zbog mogućih računskih problema u toj oblasti, ali ni elemente na ivičnim površinama razmatrane geometrije.



Slika 5.19 Primer određivanja domena za izračunavanje J integrala (a) i mreža KE sa domenima za izračunavanje J integrala u bimaterijalnom spoju: J integral izračunat na oblasti u blizini vrha prsline J_{tip} , J integral izračunat na udalj. oblasti J_{far} , J integral izračunat na dodirnoj površini J_{int} (b) [1.1]



Nezavisnost J integrala od putanje u elasto-plastičnim proračunima važi samo ukoliko kontura za izračunavanje ne uključuje plastičnu zonu. Ukoliko postoji velika plastična zona, ovo često nije moguće, tako da se pojavljuje određena zavisnost od putanje, [5.14].

Takođe, J integral zavisi od putanje ukoliko postoji nehomogenost materijala. U [5.15-5.17] je analiziran uticaj zaostalih napona na sile rasta prsline u bimaterijalnim spojevima. Zaostali naponi su uvedeni simuliranjem hlađenja sa povišene temperature, nakon čega je definisano statičko opterećenje, preko pomeranja napadne tačke sile (gornji levi ugao na slici 5.19b). Na slici 5.19b je prikazan primer domena za izračunavanje J integrala na modelu polovine CT epruvete sastavljene od dva materijala, spojena duž oštre dodirne površine (bez prelazne oblasti). Oštra granica između materijala (dodirna površina) je normalna na ravan prsline, a rastojanje vrha prsline u odnosu na dodirnu površinu L je varirano tokom numeričke analize. Korišćen je dvodimenzionalni model u uslovima ravnog stanja napona. Razmatrana je nehomogenost po koeficijentu termičkog širenja α (oba materijala imaju iste mehaničke osobine) i spregnuta nehomogenost po α i modulu elastičnosti E .

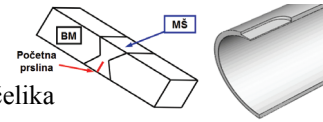
5.8 Veličina konačnog elementa kao parametar materijala

Primena lokalnog pristupa u analizi oštećenja nastalog mehanizmom žilavog loma podrazumeva razmatranje odgovarajuće zapremine materijala. Da bi se numeričkim proračunom MKE odredili parametri ovog mehanizma loma, potrebno je definisati njene dimenzije, preko veličine konačnih elemenata [1.1].

Uticaj veličine KE na modeliranje rasta prsline mehanizmom žilavog loma može se analizirati preko prirasta rada ΔU_{pl} , koji se utroši tokom plastičnog deformisanja jednog elementa zapremine $\Delta V = wbh$:

$$\Delta U_{pl} = \int_{\Delta V} \mathcal{W}_{pl} dV = \int_{\Delta V} \left(\int_t \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p dt \right) dV = \bar{\mathcal{W}}_{pl} \Delta V \quad (5.12)$$

gde je t vreme, \mathcal{W}_{pl} rad plastičnog deformisanja po jedinici zapremine (specifični rad), a $\bar{\mathcal{W}}_{pl}$ srednja vrednost specifičnog rada u posmatranom elementu. Brzina oslobađanja

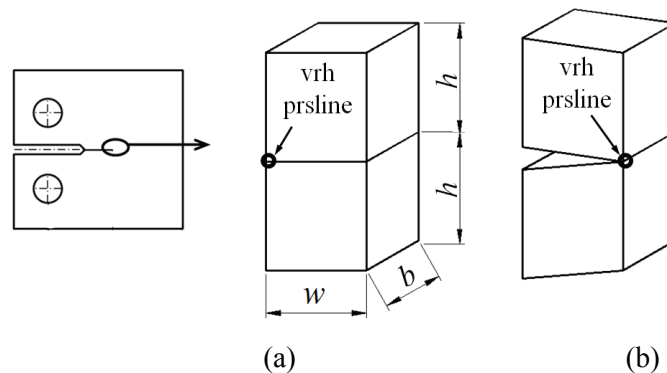


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

energije koja odgovara priraštaju dužine prsline jednakom širini elementa ($\Delta a = w$, sl. 5.20) računa se preko [5.18]:

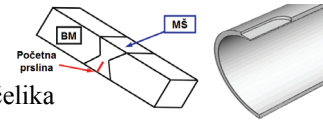
$$\frac{1}{b} \frac{\Delta U_{pl}}{\Delta a} = \frac{\Delta U_{pl}}{bw} = \bar{W}_{pl} h \approx J_i \quad (5.13)$$

Povećanje visine elementa utiče na rast vrednosti J integrala, jer se više mehaničkog rada troši po inkrementu rasta prsline. Širina elementa je od manjeg značaja pri formiranju J - Δa krive, ali od nje zavise gradijenti napona i deformacije u blizini vrha prsline, što predstavlja osnovu analize uticaja veličine elemenata ispred vrha prsline na predviđanje nastanka žilavog loma. Navedeni gradijenti imaju velike vrednosti u ovoj oblasti. Stoga, naponi i deformacije u elementu najbližem vrhu imaju veće vrednosti ukoliko su dimenzije elementa manje, što uslovljava raniji početak rasta prsline, odnosno dostizanje vrednosti J_i , [1.1]. U analizi primenom lokalnog pristupa žilavom lomu se uglavnom koriste elementi koji imaju istu visinu i širinu, osim za materijale sa izraženom anizotropijom, kod kojih mikrostrukturne osobine zavise od pravca ispitivanja.



Slika 5.20 Konačni elementi oko vrha prsline: pre razdvajanja (a) i posle razdvajanja (b) [1.1]

Iz navedenog se može zaključiti da mreža KE ima veliki uticaj na dobijene rezultate. Međutim, uprkos generalnoj saglasnosti da veličina elementa mora biti u vezi sa mikrostrukturom, odnosno sa srednjim slobodnim putem između čestica oko kojih nastaju šupljine, fizički opis mehanizma žilavog loma ne omogućuje jednostavno i direktno povezivanje ovih dimenzija materijala i modela. Rešenje ovog problema je razmatranje veličine elementa kao parametra materijala, što odgovara uvođenju tzv. karakterističnog rastojanja l_c (pogl. 4.3.2 i [1.1]).



Analizom uticaja numeričke integracije po elementima na početak rasta prsline, Rakin je u [4.9] pokazao da se veoma slični rezultati dobijaju primenom dve veličine elemenata sa različitim brojem integracionih tačaka (punom, odnosno redukovanom integracijom). Odatle se može zaključiti da se pri određivanju odgovarajuće veličine elementa mora uzeti u obzir i njegov red integracije, pri čemu se rastojanje između integracionih tačaka (a ne veličina elementa) može dovesti u vezu sa srednjim slobodnim putem između čestica oko kojih nastaju šupljine. Do sličnog zaključka su došli i koordinatori poslednjeg organizovanog ESIS TC8 *round robin* projekta [5.19].

Uticaj veličine elementa koji je opisan u prethodnom tekstu nije iznenađujući, i direktno je povezan sa oštećenjem materijala usled nastanka, rasta i spajanja šupljina. Ideja da veličina elementa ili rastojanje između integracionih tačaka bude parametar materijala je neobična u kontekstu analize MKE, ukoliko se ova metoda posmatra strogo kao metoda za rešavanje nelinearnih problema graničnih vrednosti.

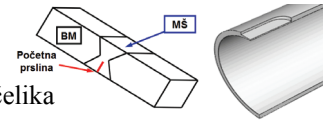
U radovima [4.32, 5.20, 5.21] je korišćen termin računске ćelije (pogl. 6.2.2) za elemente koji se nalaze u ligamentu, upravo da bi se napravila razlika u odnosu na uobičajeni koncept MKE, gde se ne razmatra zavisnost između posmatrane fizičke veličine i dimenzija elementa.

5.8.1 Nelokalni modeli oštećenja

U proteklom periodu, veoma je intenzivan razvoj grupe tzv. nelokalnih modela [4.6, 5.22-5.28]. Prvenstveni cilj kojem se teži je rešavanje problema zavisnosti rezultata dobijenih primenom lokalnog pristupa od mreže KE. Ova grupa modela se zasniva na pretpostavci da ponašanje materijala u tački ne zavisi samo od vrednosti promenljivih stanja u toj tački, već takođe od vrednosti jedne ili više promenljivih u oblasti koja je okružuje. Veličina ove oblasti omogućuje uvođenje karakterističnog rastojanja nezavisno od veličine konačnih elemenata [4.6].

Različite tehnike se koriste za uzimanje okoline razmatrane tačke u obzir. Prva se zasniva na integralnoj definiciji nelokalne promenljive v_{nl} kao [5.22]:

$$v_{nl}(\vec{x}) = \int_{\Omega(\vec{x})} \Phi(\vec{x}' - \vec{x}) v_l(\vec{x}') dx' \quad (5.14)$$



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

Gde je v_l lokalna promenljiva. Φ je težinska funkcija, $\Omega(\bar{x})$ je zapremina domena oko tačke \bar{x} u kojoj je Φ različito od nule. Ova oblast može zahvatati jedan ili više konačnih elemenata, u zavisnosti od mreže KE, i podrazumeva složen postupak integracije. Navedeni problem može se izbeći korišćenjem eksplicitnog određivanja nelokalne promenljive [5.27]:

$$v_{nl}^{n+1}(\bar{x}) = v_{nl}^n(\bar{x}) + \int_{\Omega(\bar{x})} \Phi(\bar{x}' - \bar{x}) \Delta v_l^n(\bar{x}') dx' \quad (5.15)$$

Gde su v_{nl}^n i v_{nl}^{n+1} vrednosti nelokalne promenljive u inkreментu n i $n+1$. Δv_l^n je inkrement lokalne promenljive određen u inkreментu n nakon postizanja konvergencije. Numerička primena ovog pristupa je jednostavnija, ali postizanje konvergencije može biti problematično. Enakoutsu i sar. [5.26] su primenili nelokalni pristup na Gursonov model, koristeći $\log(f)$ kao nelokalnu promenljivu.

Nelokalnost se takođe može uvesti preko gradijenata promenljivih [5.23, 5.24, 5.28]):

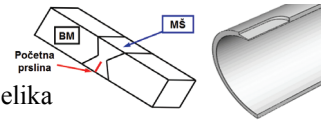
$$v_{nl} - \nabla \left(l_c^2 \nabla v_{nl} \right) = v_l \quad (5.16)$$

Odnosno, za konstantno karakteristično rastojanje:

$$v_{nl} - l_c^2 \Delta v_{nl} = v_l \quad (5.17)$$

Što je ekvivalentno Taylorovom razvoju izraza (5.16). Ovaj izraz je jednostavniji za primenu jer se nelokalna promenljiva može definisati kao promenljiva u tački, što je pogodno za primenu u MKE. Sa druge strane, eksplicitna verzija izraza (5.16) zahteva izračunavanje gradijenta lokalne promenljive v_l u integracionoj tački i zahtevnija je za primenu.

Iako se mnogo radi na razvoju nelokalnih metoda u poslednje vreme, imajući u vidu nezavisnost rezultata od mreže KE, još uvek nisu zastupljene u komercijalnim programskim paketima zbog veoma zahtevne numeričke procedure.



6 Modeliranje rasta prsline mehanizmom žilavog loma

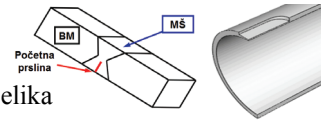
6.1 Uvod

Modeliranje stabilnog rasta prsline omogućuje formiranje krive otpornosti materijala prema lomu, koja se u slučaju žilavog loma dovodi u vezu sa rastom šupljina ispred vrha prsline i njihovim sukcesivnim spajanjem sa vrhom, pogl. 2.4 i 4.1.

Mehanizam žilavog loma karakteriše različita raspodela napona i deformacije za prslinu koja raste u odnosu na stacionarnu (početnu) prslinu. Ova razlika je povezana sa geometrijom, jer zatupljivanje prsline ima veliki uticaj na troosnost naponskog stanja ispred njenog vrha. Posmatranje geometrije prsline na početku i u kasnijoj fazi njenog rasta doprinosi boljem razumevanju ove pojave. Vrh stacionarne prsline pri njenom zatupljivanju na CT epruveti izrađenoj od čelika A508 je prikazan na slici 6.1a, dok je primer stabilnog rasta dat na slici 6.1b.



Slika 6.1 Mikrofotografija zatupljene prsline (a) i rasta prsline mehanizmom žilavog loma (b) na CT epruveti izrađenoj od čelika A508 [1.3]

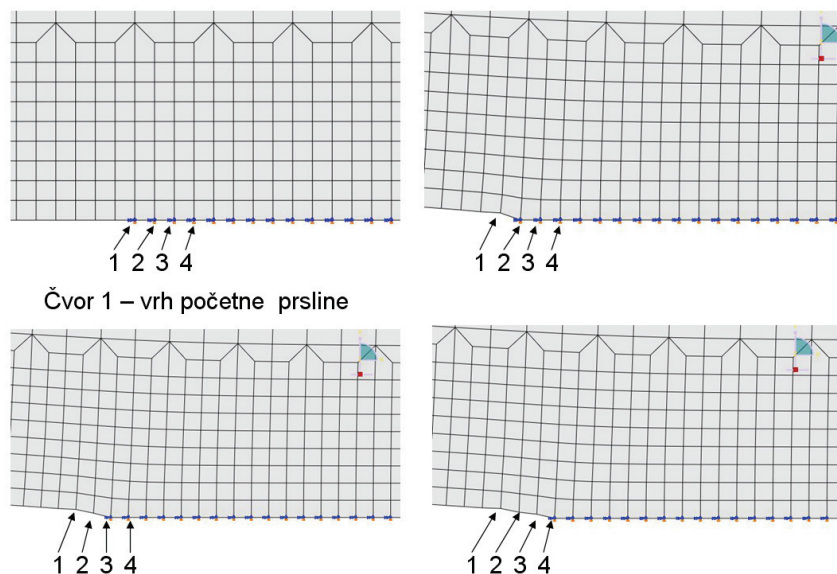


6.2 Tehnike modeliranja rasta prsline

Primenom modela lokalnog pristupa može se analizirati stabilan rast prsline mehanizmom žilavog loma. Zbog odgovarajućeg opisivanja ovog procesa, treba imati u vidu da mehanizam oštećenja zahteva povezivanje modela sa mikrostrukturom materijala, pogl. 5.8.

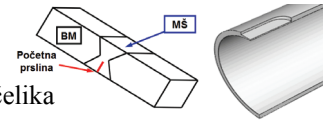
6.2.1 Oslobađanje čvorova

Ukoliko se primenjuje nespregnuti pristup, rast prsline se modelira primenom MKE i odgovarajuće tehnike oslobađanja čvorova, slika 6.2. Vrednost parametra oštećenja ispred vrha prsline, čijom kritičnom veličinom se "aktivira" oslobađanje čvora, se određuje tokom postprocesorskog postupka.



Slika 6.2. Tehnika razdvajanja čvorova - prva tri čvora u ligamentu ispred vrha prsline

Razdvajanje čvorova odgovara prirastu dužine prsline koji je jednak dužini ivice konačnog elementa. Ovaj postupak je za prva tri čvora u ligamentu ispred vrha prsline ilustrovan na slici slika 6.2; u trenutku razdvajanja čvorova neophodno je promeniti i granične uslove simetrije, što je takođe prikazano na ovoj slici.



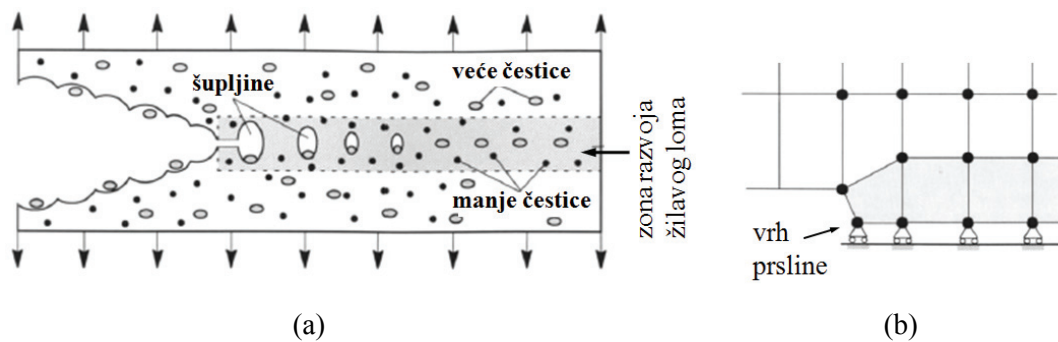
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Ovaj postupak se koristi i u kombinaciji sa modelima spregnutog pristupa, ali i u znatno složenijem obliku za tzv. *remeshing* tehnike, koje podrazumevaju ponovno formiranje mreže nakon dostizanja uslova za rast prsline [6.1-6.3].

6.2.2 Modeliranje razvoja oštećenja u ligamentu ispred vrha prsline

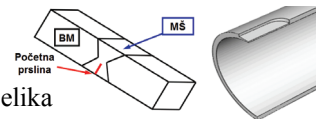
Modelima spregnutog pristupa se razmatra mehanizam rasta prsline praćenjem promene vrednosti zapreminskog udela šupljina f ispred njenog vrha. Dostizanjem kritične vrednosti f_c , čvorovi se oslobađaju tokom proračuna MKE (kao u prethodnom poglavlju), ili se primenjuje pojednostavljeni postupak u odnosu na nespregnuti pristup - praćenje gubitka nosivosti materijala po konačnim elementima.

Xia i Shih [5.21] i Gao i sar. [4.32] su uveli termin računске ćelije (*computational cells*) za konačne elemente koji se nalaze ispred vrha prsline, a dimenzije ovih elemenata zavise od mikrostrukture materijala. Pri tome se podrazumeva da do oštećenja dolazi u relativno uskoj zoni ispred vrha prsline, što je prikazano na slici 6.3a. Ponašanje materijala u ovoj zoni (konačni elementi sive boje na sl. 6.3b) se opisuje primenom nekog od modela spregnutog pristupa, dok se u ostatku materijala uticaj šupljina ne uzima u obzir.



Slika 6.3 Šematski prikaz zone ispred vrha prsline (a) i mreža KE oko vrha prsline sa računskim ćelijama (b)

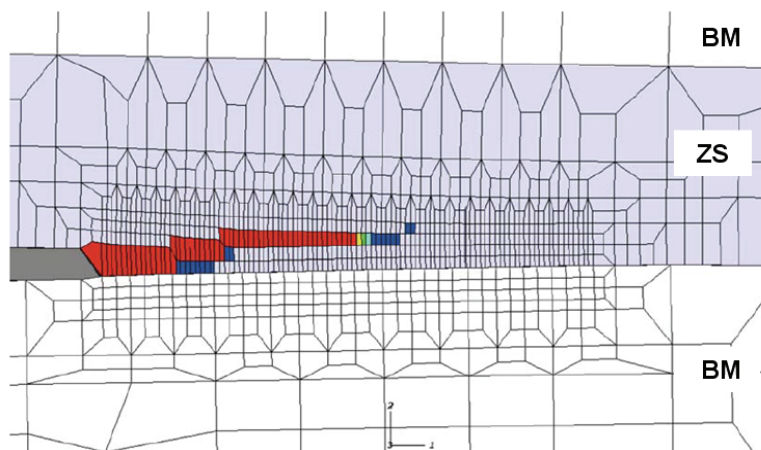
Navedeni pristup, gde se rast prsline modelira praćenjem oštećenja u ligamentu ispred vrha prsline, često se koristi i u donekle izmenjenom obliku. Naime, umesto jednog sloja elemenata u kojima dolazi do razvoja oštećenja koristi se više slojeva ili se ceo model KE razmatra primenom mikromehaničkog modela [6.4-6.6]. Ukoliko je putanja



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

rasta prsline eksperimentalno određena ili se može predvideti, mreža KE se formira tako da se dobije model sa što manje elemenata. Modeli kod kojih se putanja ne može predvideti su kompleksniji i zahtevaju finu, pravilnu mrežu u oblastima u kojima može doći do nastanka ili rasta prsline, kao što je pokazano u [6.7], gde je analiziran lom cilindrične glatke epruvete izrađene od čelika X70. Promena pravca rasta prsline je na slici 6.4 prikazana na primeru skretanja prsline u laserski zavarenom spoju legure aluminijuma 6000 iz osnovnog metala (BM) u zonu stapanja (ZS).

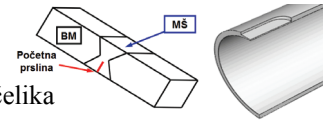
U ovom radu, rast prsline je modeliran upravo na navedeni način, tj. korišćenjem CGM za opisivanje ponašanja zavarenog spoja, pogl. 7.



Slika 6.4 Skretanje prsline u zavarenom spoju legure aluminijuma 6000 - GTN model [6.4]

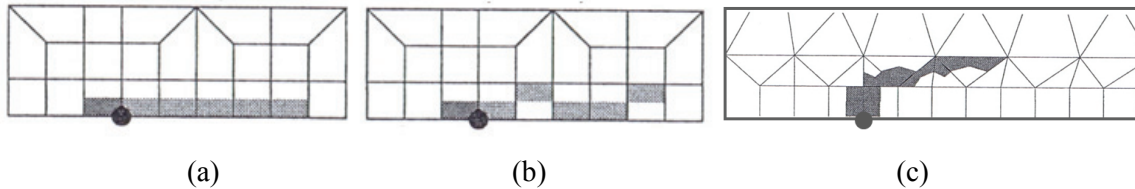
Primeri putanje rasta prsline prikazani su na slici 6.5, gde su delovi elemenata oko integracionih tačaka u kojima je došlo do otkaza označeni sivom bojom, dok crne tačke predstavljaju početni vrh prsline¹¹. Pojava dostizanja kritične vrednosti parametra lokalnog pristupa u integracionim tačkama gornje ili donje polovine prvog reda elemenata ne dovodi do značajne razlike na makroskopskom nivou (sl. 6.5a i b), što su pokazali Besson i Desmorat [6.8]. Mreža KE formirana na neodgovarajući način utiče na netačno modeliranje putanje rasta prsline. Ovo je posebno izraženo za modele koje čine i četvorougao i trougao elementi u blizini vrha i u ligamentu. Na slici 6.5c je prikazana promena pravca rasta prsline inicirana mrežom KE, a ne mikrostrukturnim

¹¹ Deo elementa iza vrha prsline (tamno sivo) takođe otkazuje na početku njenog rasta, zbog velikih vrednosti parametara oštećenja računatih primenom nekog od modela lokalnog pristupa žilavom lomu.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

osobinama materijala i uticajem spoljnog opterećenja. Stoga, pri modeliranju rasta prsline, mreža KE se najčešće formira od četvorougaoih elemenata u delu strukture u kome se očekuje rast prsline. U blizini ove oblasti ne bi trebalo koristiti elemente oblika trougla, naročito ukoliko su njihove dimenzije manje u poređenju sa elementima u ligamentu.



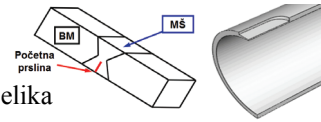
Slika 6.5 Putanje rasta prsline dostizanjem kritične vrednosti parametra oštećenja u: integracionim tačkama donje polovine konačnih elemenata ligamenta (a), integracionim tačkama donje ili gornje polovine konačnih elemenata ligamenta (b) i procena pravca rasta prsline izazvana neodgovarajućom mrežom KE (c) [6.8]

6.2.3 Modeliranje pojedinačnih šupljina u ligamentu

Za razliku od modela kod kojih se uticaj šupljina uzima u obzir posredno, preko zapreminskog udela šupljina (Gursonov model i njegove modifikacije), moguće je razmatrati rast prsline i eksplicitnim modeliranjem pojedinačnih šupljina, uz izuzetno finu mrežu KE u ligamentima između njih. Tvergaard i Hutchinson [6.9] i Tvergaard [6.10] su tim postupkom modelirali šupljine ispred vrha prsline u elasto-plastičnom materijalu. Sve šupljine imaju isti početni poluprečnik R_0 , a rastojanja između centara susednih šupljina su jednaka i imaju vrednost X_0 (sl. 6.6a), tako da je početna širina ligamenta $X_0 - 2R_0$. Na slici 6.6b data je nedeformisana mreža, dok je deformisana mreža pri dve vrednosti priraštaja dužine prsline prikazana na slikama 6.6c i d. Početni zapreminski udeo ovakvih šupljina u pojasu materijala visine X_0 je dat izrazom:

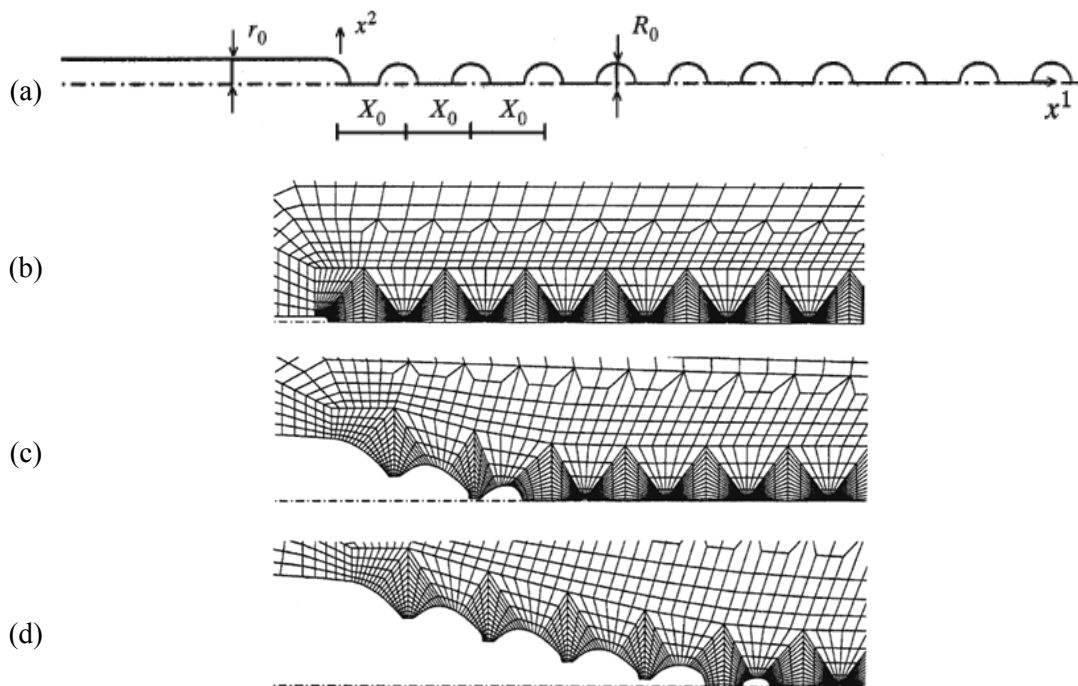
$$f_0 = \pi \left(\frac{R_0}{X_0} \right)^2 \quad (6.1)$$

Rast prsline se modelira oslobađanjem čvorova u ligamentu u trenutku kada se njegova širina smanji na vrednost $b_c \cdot X_0$, gde je b_c koeficijent čije vrednosti se kreću u rasponu od 0.15 do 0.6, što je detaljno dato u [6.9-6.11]. Sličan raspon vrednosti dobili su i Kim i



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

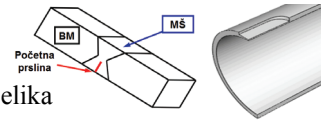
sar. [6.12], koji su 3D proračunima primenom MKE i modela jedinične ćelije odredili b_c , varirajući vrednost početnog zapreminskog udela šupljina i makroskopskih napona koji deluju na ćeliju, pogl. 4.4.3. Na slici 6.7a je prikazan model KE jedne osmine jedinične ćelije koja sadrži šupljinu oblika sfere, dok je deformisana ćelija data na slici 6.7b (X_0 ima isto značenje kao u 2D modelu, a X je trenutno rastojanje između centara susednih šupljina). Širina ligamenta na početku spajanja šupljina je određena iz uslova da polje deformacije u ćeliji u tom trenutku postaje jednoosno (pogl. 4.4.3). Rezultati su prikazani na slici 6.7c, gde se vidi da vrednost b_c nije konstantna, već zavisi od f_0 i ρ_1 (sl. 6.7b).



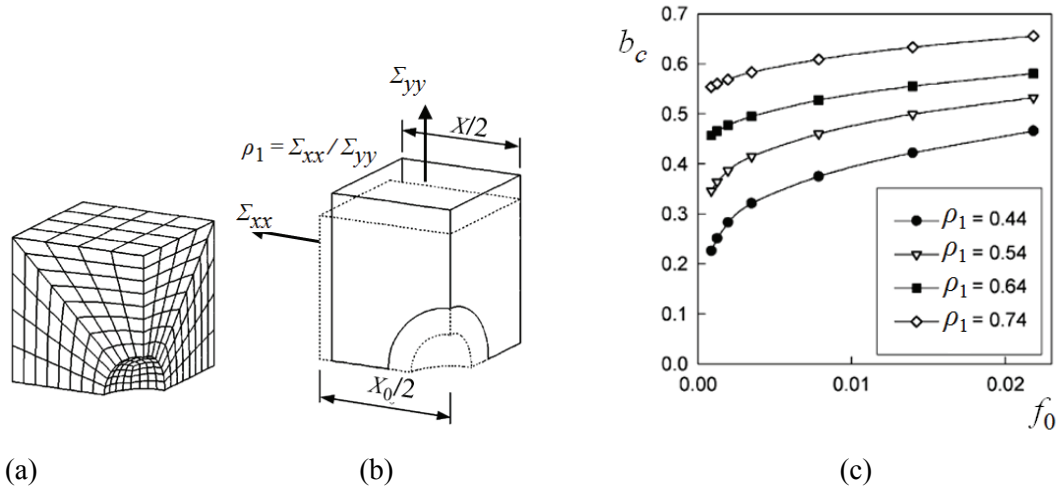
Slika 6.6 Model dela epruvete sa početnom prslinom i šupljinama: dimenzije (a), nedeformisana (b) i deformisana mreža KE za dve vrednosti priraštaja dužine prsline (c) i (d) [6.10]

Pored modeliranja jednog niza šupljina u ligamentu ispred vrha prsline, prikazanog na slici 6.6, u literaturi se mogu naći i primeri sa šupljinama van ravni prsline. Mreža KE sa dva reda šupljina, korišćena u radu [6.13] prikazana je na slici 6.8.

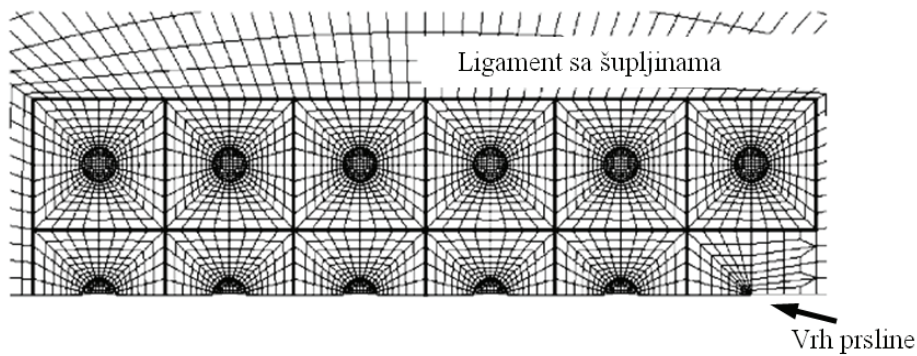
Modeliranje rasta prsline na način opisan u ovom poglavlju je zahtevno sa stanovišta procesorskog vremena i računarskih resursa, i može uzeti u obzir ograničen broj



šupljina, što ga čini teško primenljivim u analizi realnih konstrukcija sa prslinama, pa čak i epruveta (naročito u 3D proračunima). Međutim, rezultati dobijeni na ovaj način omogućuju detaljnu analizu uticaja veličine šupljina i njihove raspodele ispred vrha prsline na mehanizam nastanka žilavog loma [1.1].



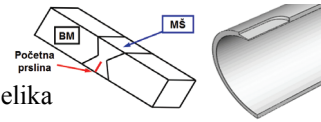
Slika 6.7 Model jedne osmine jedinične ćelije: mreža KE (a) i deformisana ćelija (b), i zavisnost koeficijenta b_c od početnog zapreminskog udela šupljina i naponskog stanja (c) [6.12]



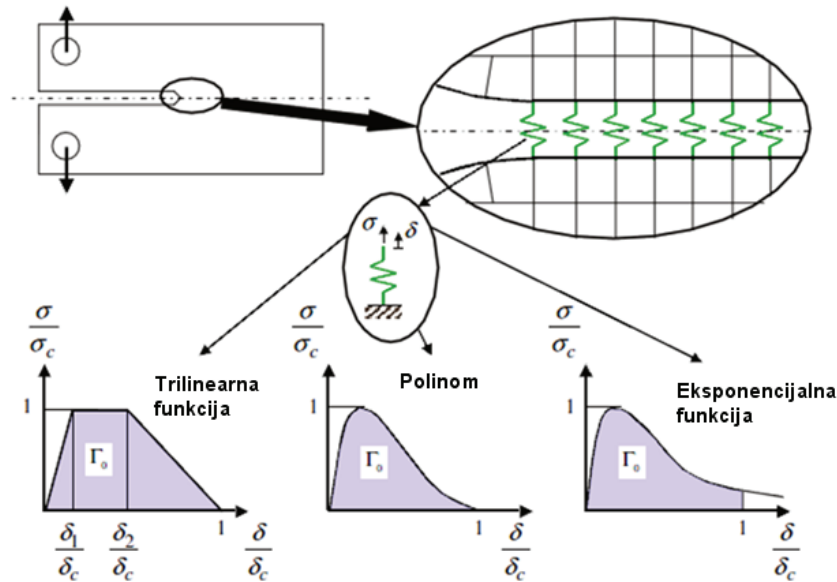
Slika 6.8 Model dela epruvete sa početnom prslinom i dva niza šupljina [6.13]

6.2.4 Model kohezivne zone

Iako ne spada u metode lokalnog pristupa, u nastavku će biti ukratko predstavljen model kohezivne zone, koji se često koristi za modeliranje rasta prsline. Ovaj model podrazumeva korišćenje tzv. kohezivnih površina, čijim razdvajanjem usled dejstva opterećenja se modelira rast prsline, [6.14-6.16]. Ponašanje oblasti u kojoj dolazi do



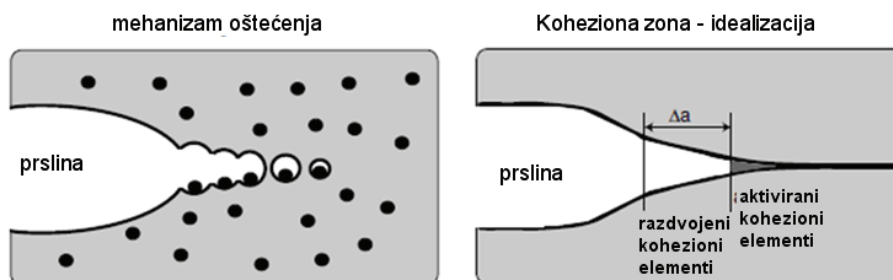
razvoja oštećenja i loma se modelira korišćenjem tzv. kohezionog zakona, odnosno *traction-separation* krive (sl. 6.9). Njene glavne osobine su rad razdvajanja Γ_0 i najveći napon, koji se često naziva kohezioni napon.



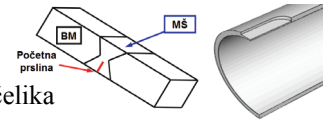
Slika 6.9 Model kohezivne zone sa tri tipična oblika *traction - separation* krive [4.5]

Kod kohezivne zone, materijal u oblasti gde se očekuje rast prslina je modeliran kohezivnim elementima, dok je ostatak strukture modeliran elasto-plastičnim materijalom bez uzimanja oštećenja u oblik. Rast prslina se simulira tzv. interfejs elementima, kao što je prikazano na slici 6.10.

Iako je na levoj strani slike 6.10 prikazan mehanizam žilavog loma, modeli kohezivne zone se mogu koristiti i za modeliranje drugih mehanizama loma, korišćenjem odgovarajuće zavisnosti napona od deformacije, [6.17]. U stvari, prva primena je bila u tom radu upravo za krti lom.



Slika 6.10 Šematski prikaz kohezivne zone za modeliranje žilavog loma [6.18]



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Kohezioni elementi nemaju debljinu i imaju dimenzionalnost za 1 manju u odnosu na ostatak modela (1D za ravanske, odnosno 2D za prostorne modele). Kao što je navedeno na početku poglavlja, njihovo ponašanje pod dejstvom opterećenja može se opisati kohezionim zakonom, tj. vezom između otvaranja kohezionog elementa i kohezionog napona. Pri pojavi oštećenja dolazi do otvaranja elemenata ispred vrha prsline, a pri konačnom otkazu oni potpuno gube nosivost. Otvaranje kohezionih elemenata δ je rezultat skoka pomeranja između dve površine elementa:

$$\delta = [u] = u^+ - u^- \quad (6.2)$$

Kohezioni zakon može se odnositi na pravac normalan na prslinu (δ_N , oblik 1) i/ili u ravni prsline (δ_T , oblik 2 i 3).

Drugi parametar koji određuje ponašanje materijala je napon odvajanja (*traction stress*). Nakon što je dostignuta maksimalna vrednost σ_c , elementi počinju da gube nosivost. U slučaju mešovitog oblika rasta prsline, postoje i normalna i smičuća komponenta σ_N i σ_T .

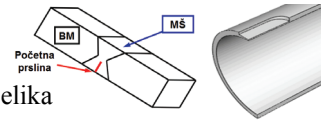
Treći parametar zavisi od prethodno navedena dva: koheziiona energija Γ_0 . Ova energija predstavlja rad koji se potroši na razdvajanje kohezionih elemenata i odgovara površini ispod krive $\sigma - \delta$.

$$\Gamma_0 = \int_{\delta}^{\delta_c} \sigma(\delta) d\delta = \alpha \sigma_c \delta_c \quad (6.3)$$

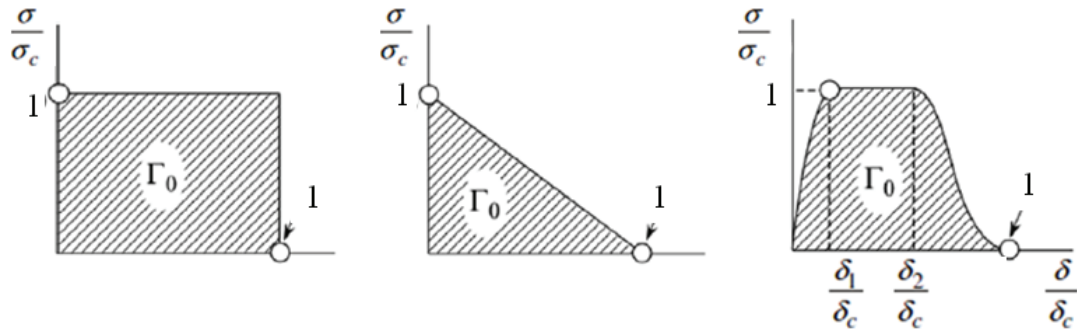
Gde parametar α ima vrednost između 0.5 i 1 za većinu metalnih materijala [6.18].

Imajući u vidu da se modeli kohezivne zone mogu svrstati u grupu fenomenoloških modela, nije moguće direktno povezati oblik zavisnosti napona od deformacije sa mehanizmom loma. Stoga, usvaja se oblik te zavisnosti; nekoliko primera prikazano je na slici 6.9, a još nekoliko primera dato je na slici 6.11. Ukoliko se primenom modela kohezivne zone razmatra lom u mešovitom režimu, mora se uzeti u obzir međusobni uticaj različitih načina rasta prsline (otvaranje i smicanje), [6.19].

Za razliku od modeliranja rasta prsline primenom Gursonovog modela, u elementima kontinuuma uopšte ne dolazi do nastanka i razvoja oštećenja. Kao što je ranije navedeno, umesto toga se definišu kohezioni elementi duž putanje prsline, koji se razdvajaju sa dostizanjem uslova za nastanak loma. Imajući u vidu da na taj način prslina može rasti samo po granicama između elemenata, ukoliko putanja prsline nije



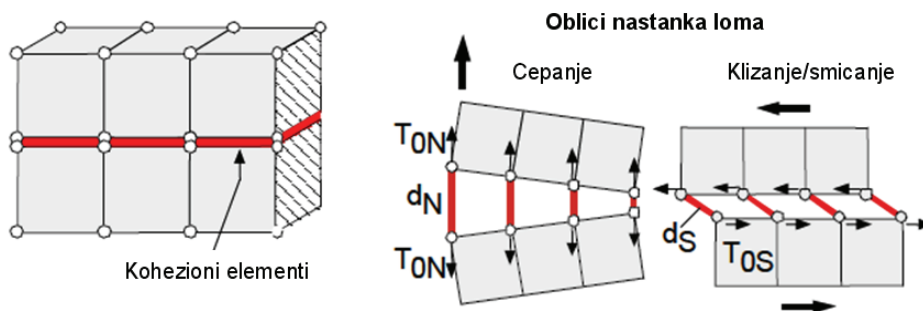
unapred poznata mora se predvideti više mogućih pravaca rasta i definisati kohezioni elementi duž tih pravaca. Na slici 6.12 je prikazan sloj 2D kohezionih elemenata između dva sloja 3D kontinuum elemenata, kao i osnovni načini otvaranja prsline pod dejstvom spoljnog opterećenja.



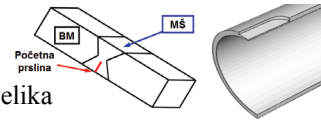
Slika 6.11 Nekoliko zavisnosti napona od deformacije [6.20]

Konačni elementi koji se koriste u modelima kohezione zone su prikazani na slici 6.13. U nedeformisanoj konfiguraciji, odgovarajući parovi čvorova imaju iste koordinate, ali su na slici prikazani na određenom rastojanju da bi se mogli pokazati njihovi redni brojevi.

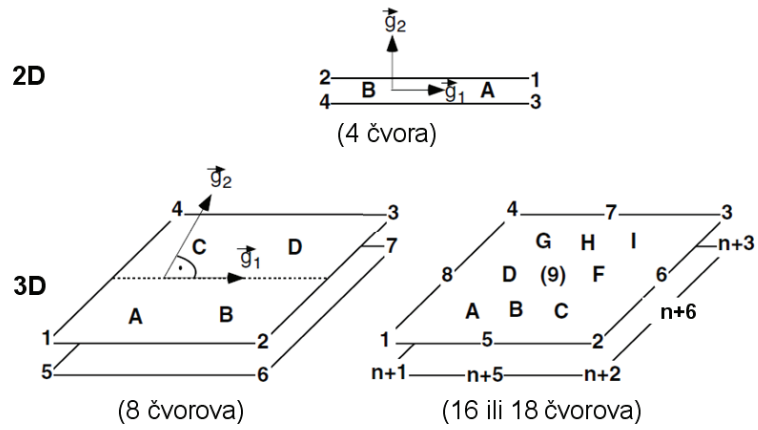
Model kohezione zone je u [6.22, 6.23] korišćen u kombinaciji sa Gursonovim kriterijumom plastičnog tečenja za modeliranje rasta prsline. Osnovni cilj ovakvog pristupa je bio da se prevaziđe jedan od problema koji se odnose na primenu modela kohezione zone; naime, za razliku od Gursonovog modela i njegovih modifikacija, kriterijum otkaza ne zavisi od srednjeg napona koji je veoma važan za modeliranje žilavog loma, pogl. 4.3.1 i 4.4.3.



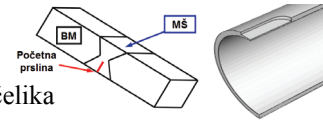
Slika 6.12 Elementi kohezione zone i načini deformisanja kohezione zone [6.21]



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



Slika 6.13 Konačni elementi koji se koriste za dvodimenzionalne i trodimenzionalne modele kohezivne zone [6.19]

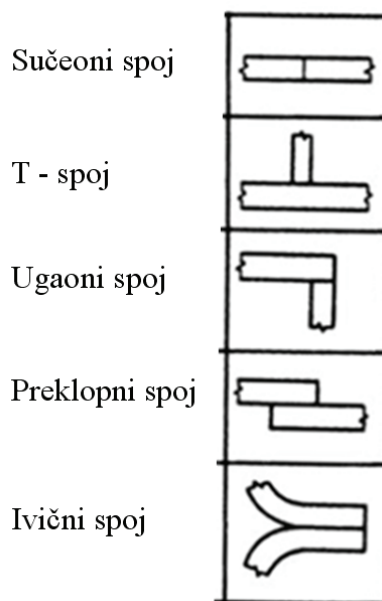


7. Analiza loma zavarenih spojeva

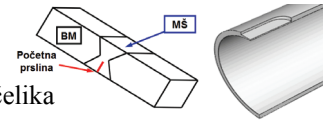
7.1 Uvod

U savremenoj industriji, zavarivanje predstavlja jedan od najvažnijih tehnoloških postupaka spajanja materijala, posebno u procesoj industriji, mašingradnji, građevinarstvu, autoindustriji, avioindustriji, brodogradnji i drugim srodnim granama industrije. Najčešća primena zavarivanja je za izradu nosećih metalnih konstrukcija spajanjem pojedinih limova i profila, za izradu posuda i cevovoda pod pritiskom, popravku polomljenih ili istrošenih metalnih delova, itd.

Osnovni oblici spojeva koji se koriste su sučeoni, T - spoj, ugaoni, preklopni i ivični, slika 7.1.



Slika 7.1. Tipovi zavarenih spojeva



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

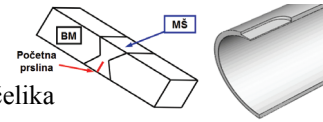
Zavareni spojevi su česta mesta nastanka mikroprslina i sličnih grešaka, usled lokalizovanog polja napona - do nastanka oštećenja dolazi na mestu gde je dostignuta kritična vrednost napona. Neki od čestih uzroka nastanka prslina u zavarenim spojevima su:

- Loš izbor dodatnog materijala ili postupka zavarivanja,
- Naponi usled skupljanja pri hlađenju, naročito u zonama sa izraženim ograničenim deformisanjem,
- Problemi usled predgrevanja ili brzog hlađenja,
- Vodonična krtost,
- Naponska korozija,
- Neodgovarajući električni parametri,
- Neodgovarajuća brzina zavarivanja,
- Spojevi sa sprečenim pomeranjima i
- Diskontinuiteti.

Integritet zavarene konstrukcije zavisi od mehaničkih osobina zavarenih spojeva i njihovog ponašanja pri lomu. Pri zavarivanju nastaju razlike u mikrostrukturi pojedinih zona spoja, što dovodi do različitih osobina osnovnog materijala (BM), zone uticaja toplote (ZUT) i metala šava (MŠ), odnosno heterogenosti, o čemu je više detalja dato u pogl 3.2.2.

Prema brojnim istraživanjima geometrija sa prolaznim i površinskim prslinama i različitim oblicima spojeva, Schwalbe [2.8] i Schwalbe i sar. [7.1] su zaključili da se zavareni spojevi u numeričkim proračunima mogu razmatrati kao bimaterijali sastavljeni od osnovnog materijala i metala šava ukoliko se početna prslina nalazi u metalu šava, duž njegove ose simetrije. Do istog zaključka su došli Penuelas i sar. [7.2] i Rakin i sar. [4.46], razmatranjem sučeonih simetričnih spojeva. Manjgo i sar. [7.3] su pokazali da mehaničke osobine ZUT imaju zanemarljiv uticaj na koncentraciju napona u blizini vrha prslina koja se nalazi na sredini metala šava. Međutim, ukoliko je prslina u zoni uticaja toplote ili njenoj neposrednoj blizini, u numeričkim proračunima se moraju uzeti u obzir i osobine ove zone, [7.4, 7.5].

Efekat heterogenosti (*mismatch effect*) je prema [2.8] određen količnikom napona tečenja metala šava $\sigma_{Y(MŠ)}$ i osnovnog materijala $\sigma_{Y(BM)}$. Osim mehaničkih osobina, na

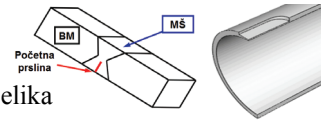


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

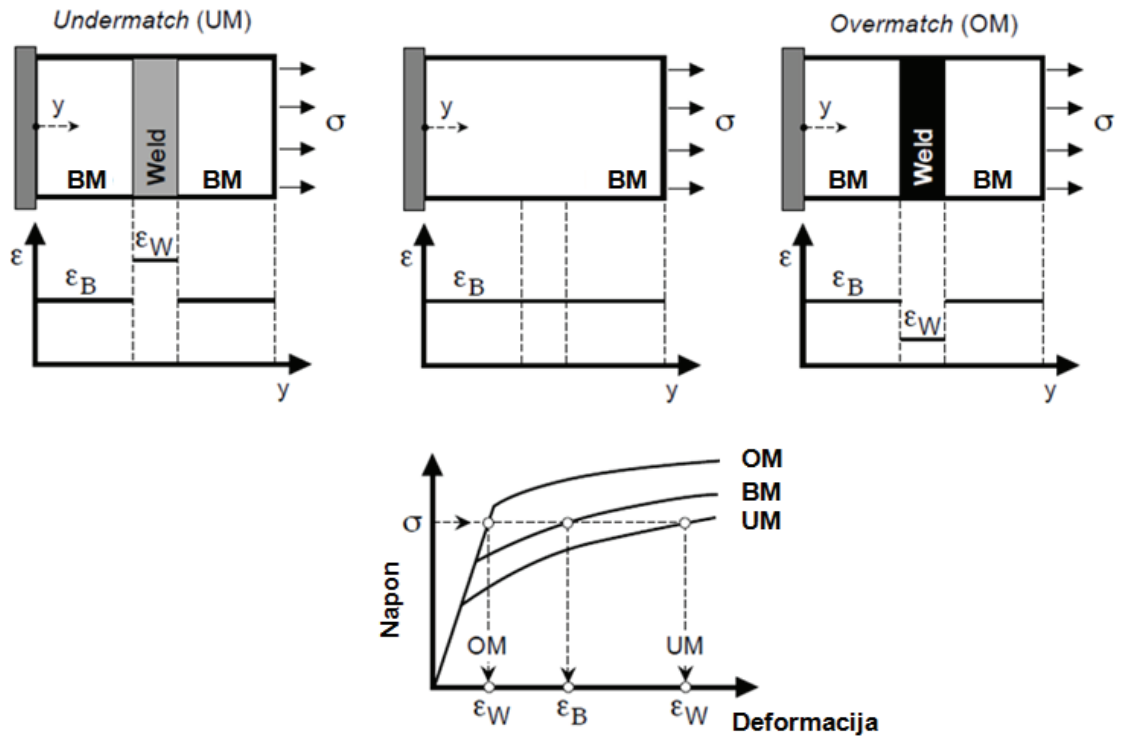
ponašanje spoja pri lomu može uticati i razlika u koeficijentu termičkog širenja α materijala od kojih je sastavljen, što je razmatrano u [5.16, 5.17, 7.6].

U ovoj disertaciji je razmatrana heterogenost koja potiče od različitih zateznih osobina zona zavarenog spoja. Prema standardima BSI PD6493 i BS7910, uticaj heterogenosti se ne mora uzeti u obzir pri određivanju žilavosti metala šava ukoliko je vrednost količnika M veća od 0.9 (za UM) ili manja od 1.2 (za OM). Međutim, treba imati u vidu da ovakav pristup može dovesti do precenjivanja nosivosti zavarenih konstrukcija, [7.1, 7.7]. Stoga, istraživanja u okviru ove disertacije uključuju ispitivanje uticaja heterogenosti na žilav lom zavarenih spojeva, razmatranjem ne samo razlike u naponu tečenja, nego i krivih stvarni napon - stvarna deformacija za metal šava i osnovni materijal.

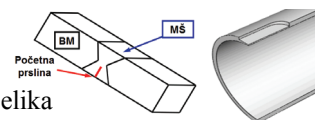
Raspodela napona i deformacije u blizini vrha prsline zavisi i od geometrije spoja, što utiče na *constraint* efekat, odnosno ograničeno deformisanje strukture u pojedinim pravcima, o čemu je više detalja dato u pogl. 3.2 i [3.27, 7.2, 7.8]. U nastavku će biti prikazana primena lokalnog pristupa u analizi nastanka žilavog loma OM i UM spojeva sa početnom prslinom, kod kojih je pored razlike u zateznim osobinama ispitivan i uticaj geometrije spoja. Ovaj pristup je pogodan za procenu otpornosti prema lomu navedenih spojeva, imajući u vidu da se parametri oštećenja određuju na osnovu polja napona i deformacije na mestu koje se razmatra (lokalno), što je u [1.1] pokazano ispitivanjem makroskopski homogenih materijala. Primeri zavisnosti stvarnog napona od stvarne deformacije za osnovni materijal, kao i dva različita metala šava (OM i UM) su dati na slici 7.2, gde je pokazana razlika u vrednosti deformacije pri istoj vrednosti dovoljno udaljenog napona. Jasno je da vrednosti deformacije imaju suprotan trend u odnosu na napone tečenja, tj. da su najveće za UM spoj. Naravno, slika 7.2 prikazuje samo opšte trendove, a ponašanje pojedinačnih zona spoja se može znatno razlikovati i po načinu ojačavanja (tj. eksponentu deformacionog ojačavanja).



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



Slika 7.2 Uticaj razlike mehaničkih osobina između zona zavarenog spoja na ponašanje pod dejstvom spoljnog opterećenja [3.8]



7.2 Spojevi sa jednim metalom šava

U ovom poglavlju, primenom CGM je razmatran početak rasta prsline i njen stabilan rast na SENB epruvetama sa OM i UM zavarenim spojevima izrađenim od niskolegiranog čelika povišene čvrstoće (HSLA). Epruvete su imale različitu širinu spoja i različite vrednosti količnika napona tečenja metala šava i osnovnog materijala M , a varirana je i dužina prsline na jednoj od geometrija. Uticaj heterogenosti i geometrije ovih zavarenih spojeva su primenom GTN modela ispitivali Dobrojević [7.9] i Rakin i sar. [4.46].

Eksperimentalno ispitivanje savijanjem u tri tačke je urađeno primenom "metode jedne epruvete", [7.8]. Vrednosti otvaranja vrha prsline (CTOD) su eksperimentalno i u numeričkom proračunu određene primenom δ_5 koncepta, prikazanog u pogl. 2.3.1.

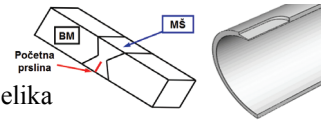
7.2.1 Podaci o materijalima

Niskolegirani čelik povišene čvrstoće NIOMOL 490 je korišćen kao osnovni materijal (BM). Primenjen je postupak elektrolučnog zavarivanja u zaštitnoj atmosferi, sa dva različita dodatna materijala, FILTUB 75 i VAC 60, za dobijanje OM, odnosno UM spojeva, [7.8]. Hemijski sastav osnovnog i dodatnih materijala naveden je u tabeli 7.1.

Tabela 7.1 Hemijski sastav osnovnog i dodatnih materijala [mas.%]

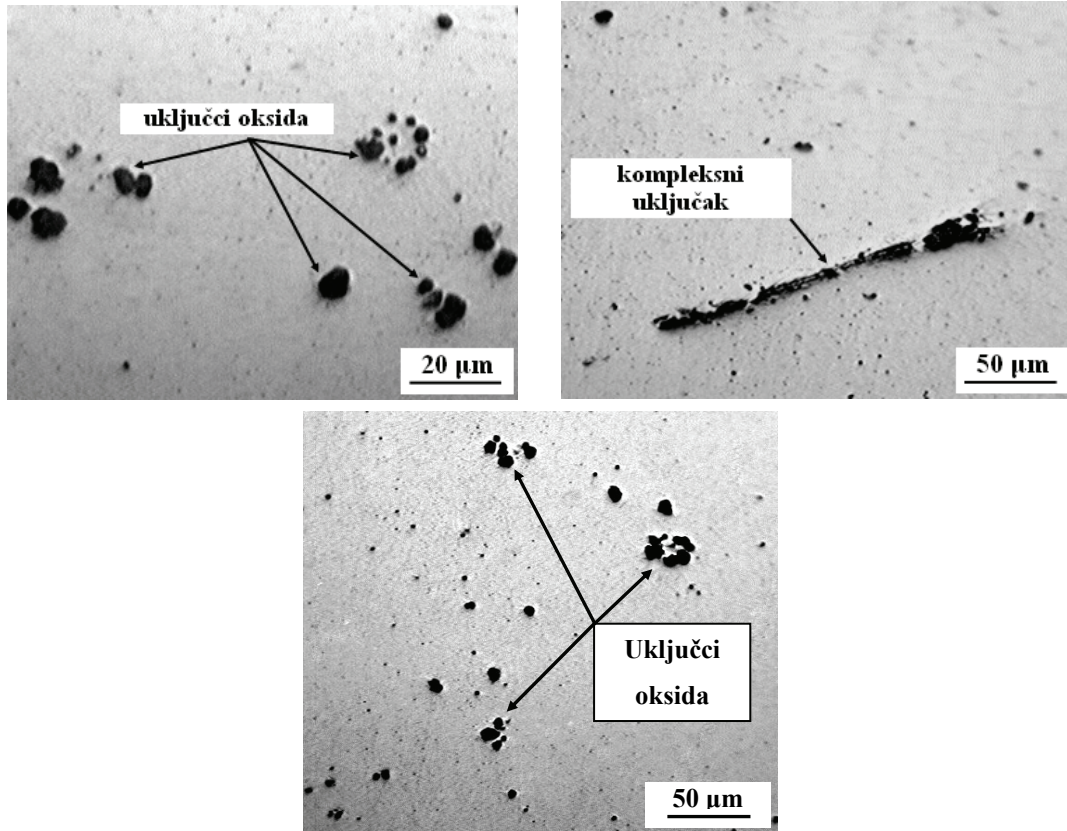
materijal	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
BM	0.123	0.33	0.56	0.003	0.002	0.57	0.34	0.13
FILTUB 75	0.04	0.16	0.95	0.011	0.021	0.49	0.42	2.06
VAC 60	0.096	0.58	1.24	0.013	0.16	0.07	0.02	0.03

U okviru ispitivanja, urađena je kvantitativna mikrostrukturna analiza sva tri materijala. Uočeni su uključci sulfida, oksida, silikata i kompleksni uključci. Najveći udeo sulfida i silikata pronađen je u UM metalu šava, dok je u BM i OM metalu šava određen znatan udeo oksida. Na slici 7.3 su date mikrofotografije na kojima se vide grupe uključaka oksida u BM, odnosno kompleksni uključak u UM metalu šava koji se sastoji od manjih

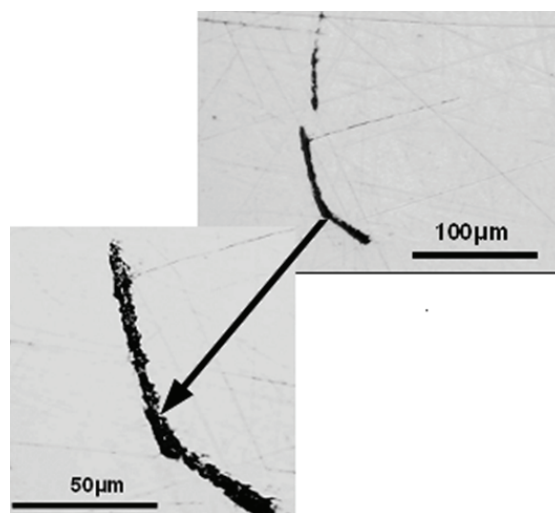


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

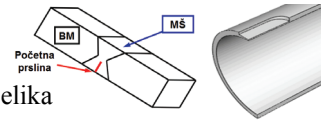
silikata, sulfida i oksida. Na slikama 7.4 - 7.6 je prikazano nekoliko uključaka i mikroprslina snimljenih na uzorcima bez nagrizanja, dok su snimci uzoraka nagriženih 2% rastvorom nitala dati na slikama 7.7 - 7.9.



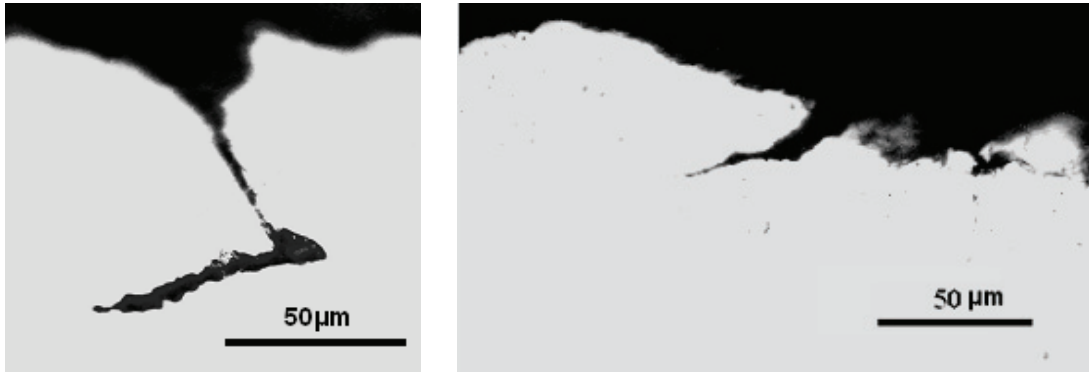
Slika 7.3 Uključci oksida u BM i kompleksni uključak u UM metalu šava (bez nagrizanja)



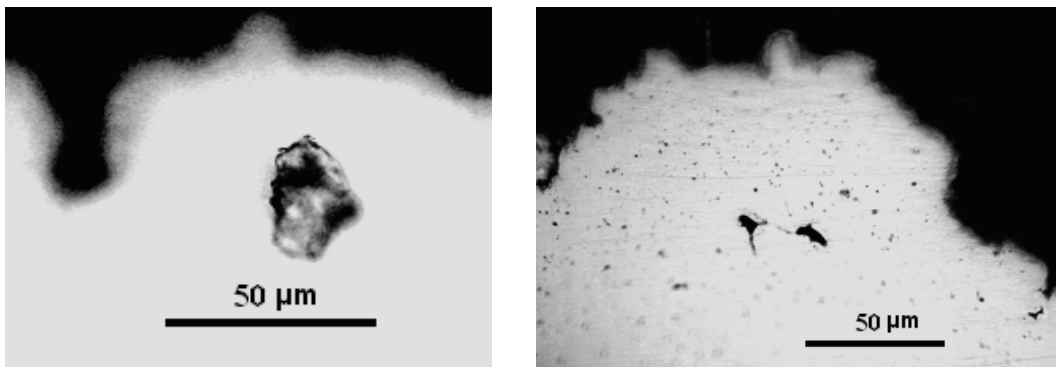
Slika 7.4 Nemetalni uključci u UM metalu šava (bez nagrizanja)



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



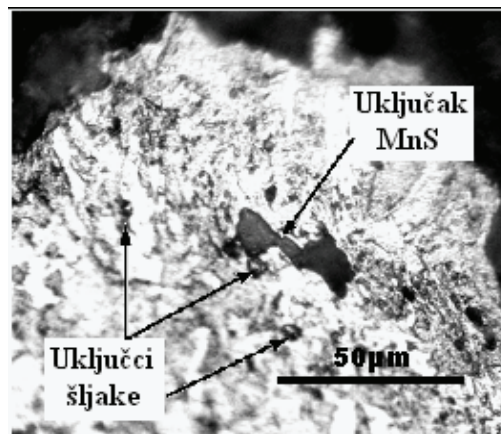
Slika 7.5 Mikroprslina na prelomnoj površini u UM metalu šava (bez nagrizanja)



(a)

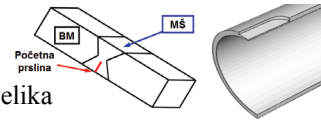
(b)

Slika 7.6 Uključci šljake (a) i MnS (b) u OM metalu šava (bez nagrizanja)



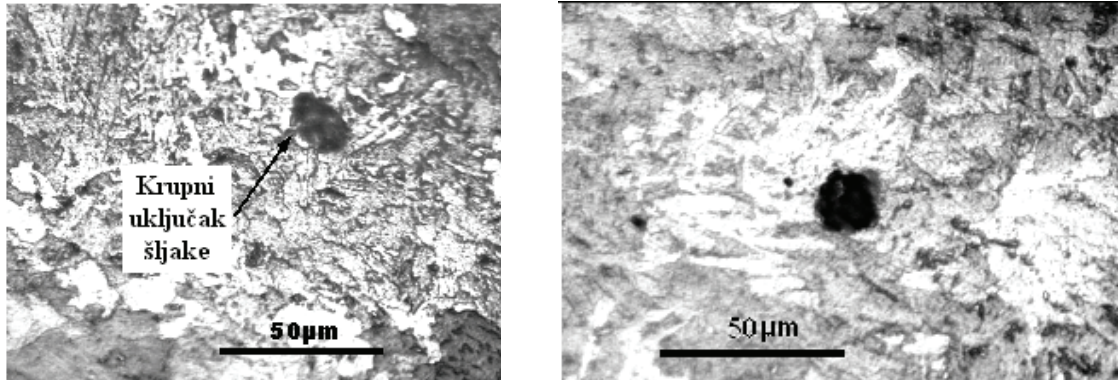
Slika 7.7 Krupni uključak MnS i sitni uključci šljake u OM metalu šava (nagrizeno, 2% nital)

Mikrostrukturni parametri; zapreminski udeo uključaka f_v i srednji slobodni put između njih λ , su određeni na način opisan u [1.1], a njihove vrednosti su date u tabeli 7.2. Radi poređenja, date su i približne vrednosti koje se dobijaju na osnovu hemijskog sastava -

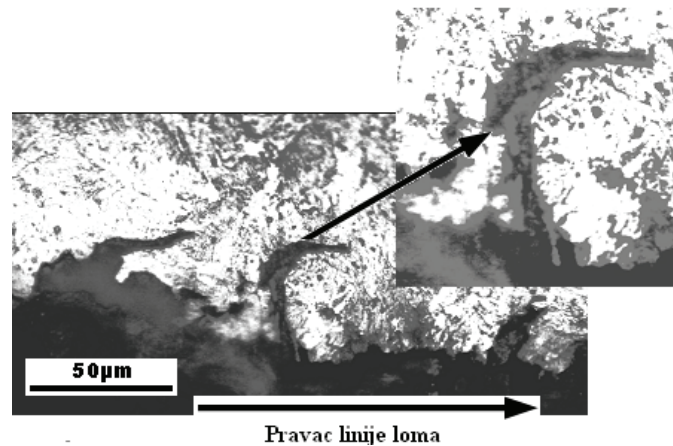


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

primenom Franklinovog izraza, tabela 7.3. Vidi se da je vrednost za UM slična, dok za OM metal šava i osnovni metal Franklinov izraz predviđa znatno manje vrednosti (oko 6 za OM, odnosno čak 1000 puta za osnovni metal).



Slika 7.8 Uključci šljake u OM metalu šava (nagrizeno, 2% nital)



Slika 7.9. Mikroprslina u UM metalu šava čije nastajanje ne prati liniju loma (nagrizeno, 2% nital)

Tabela 7.2 Zapreminski udeo nemetalnih uključaka i srednji slobodni put između njih; vrednosti određene kvantitativnom mikrostrukturnom analizom

Materijal	f_v	λ [μm]
OM	0.006342	157.4719
BM	0.012164	103.1336
UM	0.007057	126.2614

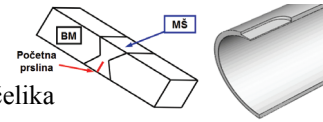


Tabela 7.3 Zapreminski udeo nemetalnih uključaka; vrednosti određene primenom Franklinovog izraza

	S [%]	Mn [%]	f_v
OM	0.021	0.95	0.001077
BM	0.002	0.56	0.0000116
UM	0.16	1.24	0.008596

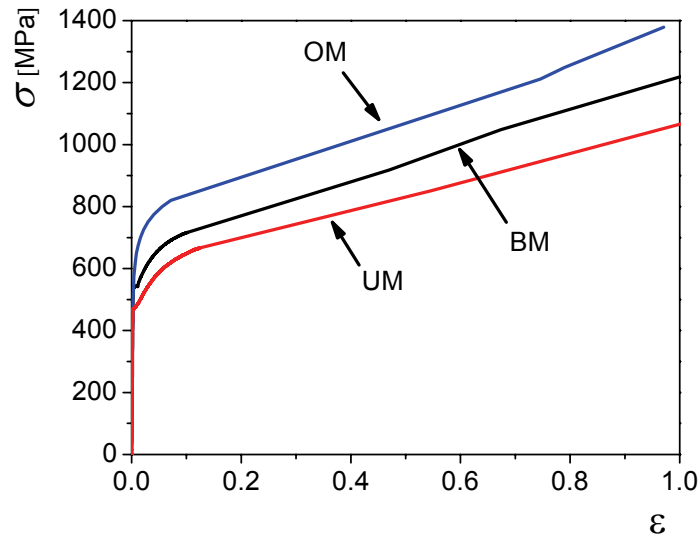
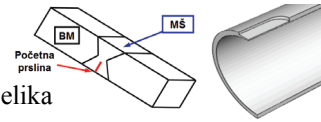
U ovom radu, početni zapreminski udeo šupljina f_0 je izjednačen sa zapreminskim udelom nemetalnih uključaka f_v određenim kvantitativnom mikrostrukturnom analizom, tabela 7.2. To je ekvivalentno pretpostavci da sve šupljine nastaju pri niskom nivou opterećenja, s obzirom na to da nove (sekundarne) šupljine u čeliku nastaju najčešće u završnoj fazi loma. Ovakav pristup je primenjen za čelike u [7.2, 7.10-7.13]. Takođe, zapreminski udeo krupnijih čestica je u literaturi korišćen kao početni zapreminski udeo šupljina i za nodularni liv [7.14, 7.15] i legure aluminijuma [7.16-7.18].

Pretpostavka da se uticaj sekundarnih šupljina, koje u slučaju čelika najčešće nastaju najčešće oko čestica Fe_3C , je proverena primenom pristupa Chua i Needlemana, pogl. 4.4.1. Za primenu ovog izraza, bitno je znati zapreminski udeo čestica Fe_3C , koji je određen primenom pravila poluge i dat u tabeli 7.4.

Tabela 7.4 Zapreminski udeo čestica Fe_3C ; vrednosti određene primenom pravila poluge

	f_N [%]
OM	0.22573
BM	1.4748
UM	1.0695

Krive stvarni napon - stvarna deformacija, dobijene ispitivanjem cilindričnih glatkih epruveta na sobnoj temperaturi, date su na slici 7.10. Vidi se da zone spoja pokazuju ponašanje koje odgovara šematskom prikazu na slici 7.2. Zatezne osobine osnovnog materijala i oba metala šava, određene ispitivanjem cilindričnih glatkih epruveta, su date u tabeli 7.5.

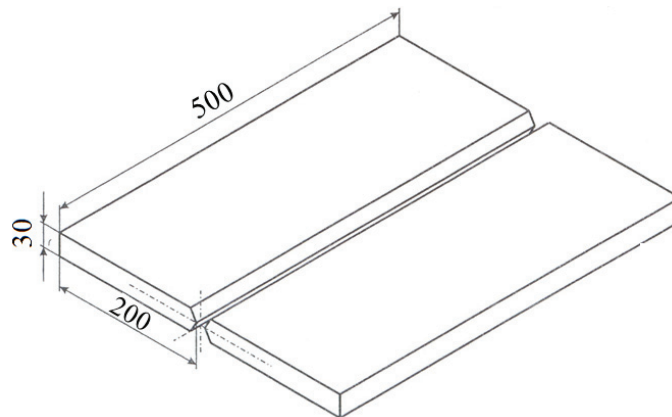


Slika 7.10 Krive stvarni napon - stvarna deformacija za osnovni materijal i oba metala šava na sobnoj temperaturi [4.46]

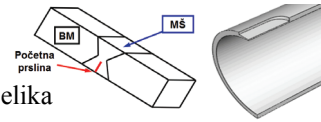
Tabela 7.5 Zatezne osobine osnovnog materijala i oba metala šava na sobnoj temperaturi

materijal	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	M
BM	545	648	-
OM	648	744	1.19
UM	469	590	0.86

Razmatrani sučeonni X spojevi su izrađeni zavarivanjem ploča prikazanih na slici 7.11. Iz dobijenih spojeva su isečene epruvete za određivanje zateznih osobina i ispitivanja mehanike loma, što je detaljno opisano u [7.8]. U nastavku će biti opisana geometrija epruveta korišćenih za ispitivanje otpornosti razmatranih spojeva prema lomu.



Slika 7.11 Dimenzije ploča pripremljenih za zavarivanje



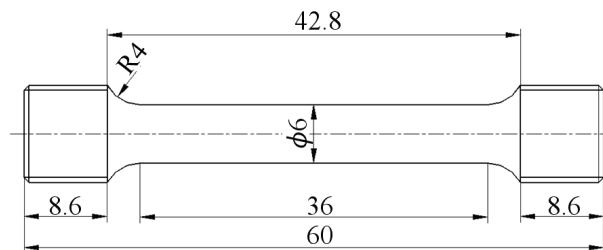
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Numerički proračuni su urađeni u programskom paketu za proračune metodom konačnih elemenata Abaqus, a za modeliranje ponašanja materijala primenom CGM je korišćen UMAT Fortran korisnički potprogram (koji je napisao Z.L. Zhang, na osnovu [1.7]).

7.2.2 OM spojevi

Cilindrična glatka epruveta

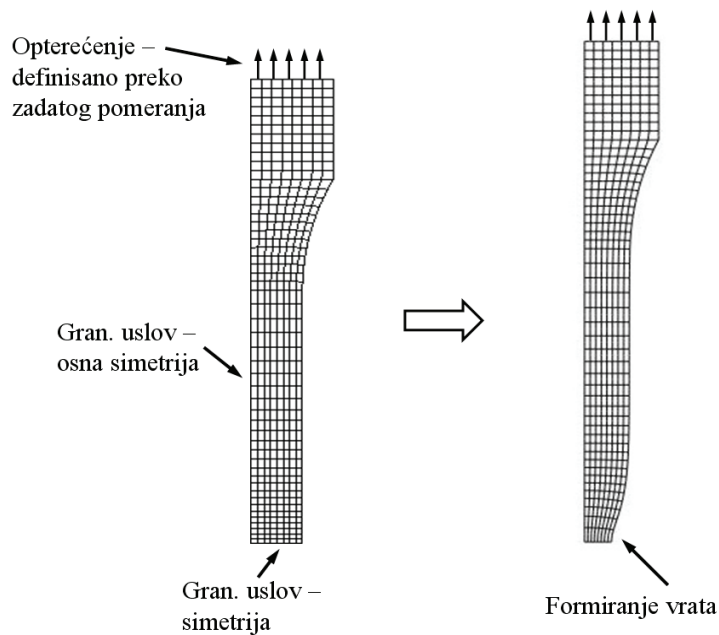
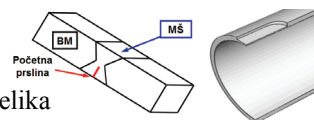
Deformisanje cilindrične glatke (RT) epruvete izvađene iz OM metala šava (sl. 7.12) je primenom GTN modela razmatrano u [1.1, 7.9], gde je na ovoj geometriji određen kritični zapreminski udeo šupljina kao vrednost neophodna za primenu modela. Kod CGM modela nije neophodno analizirati lom RT epruvete radi dobijanja vrednosti f_c , pogl. 4.4.4.; u nastavku će biti prikazano predviđanje naglog gubitka nosivosti epruvete pred završni lom primenom CGM.



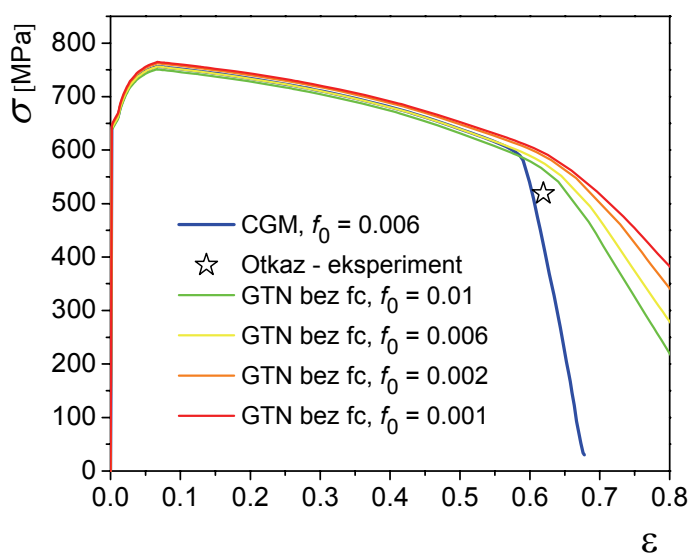
Slika 7.12 Dimenzije ispitivanih cilindričnih glatkih epruveta

Mreža konačnih elemenata deformisane i nedeformisane mreže KE data je na slici 7.13. Imajući u vidu geometriju epruvete, razmatran je 2D osno-simetrični model, a ivice na kojima su zadati granični uslovi (osna simetrija, odnosno simetrija) i opterećenje (definisano zadatim pomeranjem) su označene na istoj slici. Na deformisanoj mreži vidi se formiranje vrata izazvano lokalizovanjem plastične deformacije u toj zoni.

Na slici 7.14 je prikazana razlika dobijena primenom GTN modela (bez uvođenja funkcije oštećenja) i CGM; naime, CGM predviđa nagli pad nosivosti koji bi u GTN bio moguć tek zadavanjem vrednosti f_c . Takođe, vidi se da je tačka naglog gubitka nosivosti predviđena primenom CGM bliska eksperimentalno određenoj tački.



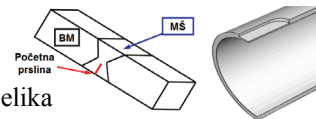
Slika 7.13 Nedeformisana i deformisana mreža KE cilindrične glatke epruvete



Slika 7.14 Poređenje nominalne krive napon – suženje poprečnog preseka dobijenih primenom GTN modela i CGM

Epruvete za savijanje u tri tačke - SENB

Početak rasta prsline i stabilan rast je ispitivan na epruvetama za savijanje u tri tačke (SENB) izrađenih od OM i UM zavarenih spojeva. Početne zamorne prsline na epruvetama su uglavnom bile dimenzija približno 8 mm, tako da je odnos dužine



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

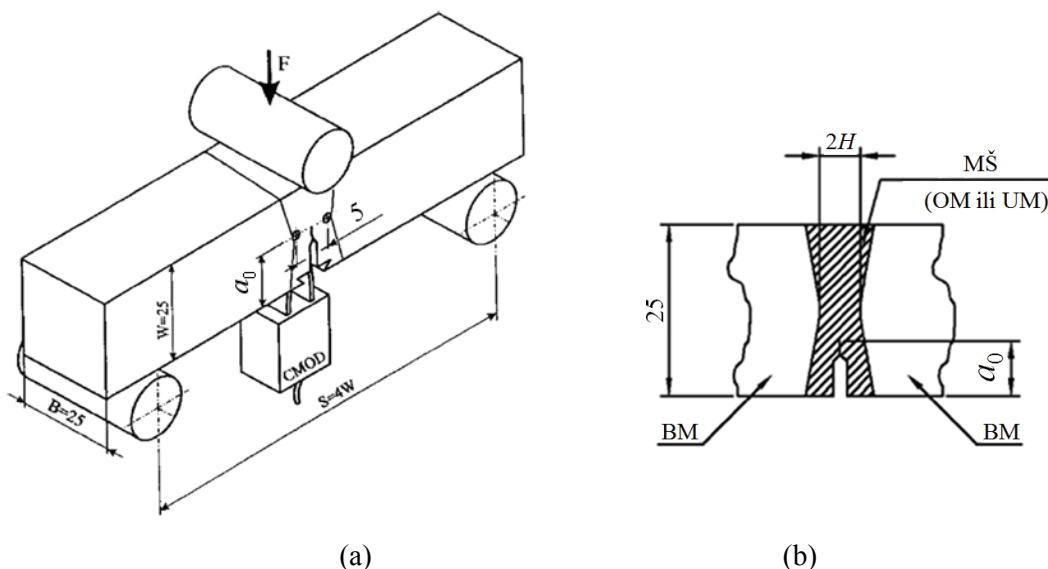
početne prsline i širine epruvete bio $a_0/W \approx 0.32$. Detaljni podaci za sve epruvete su dati u tabeli 7.6; vidi se da je dužina prsline kod nekih epruveta veća od 8 mm, što će biti iskorišćeno za ispitivanje uticaja ove dimenzije na otpornost prema lomu. U tabeli 7.6 su date i dužine prsline za UM epruvete, koje će biti razmatrane u narednom poglavlju.

Vrednosti CTOD su merene korišćenjem δ_5 procedure, pogl. 2.3.1, kao pogodne i za eksperimentalno i za numeričko određivanje ovog parametra mehanike loma. Na slici 7.15a je dat šematski prikaz eksperimentalnog ispitivanja savijanjem u tri tačke, sa načinom merenja δ_5 i dimenzijama SENB epruvete. Uticaj geometrije epruvete i vrste opterećenja na predviđanje nastanka žilavog loma razmatran je u [7.19-7.21], gde su osim SENB razmatrane i epruvete opterećene na zatezanje - CCT, odnosno CT.

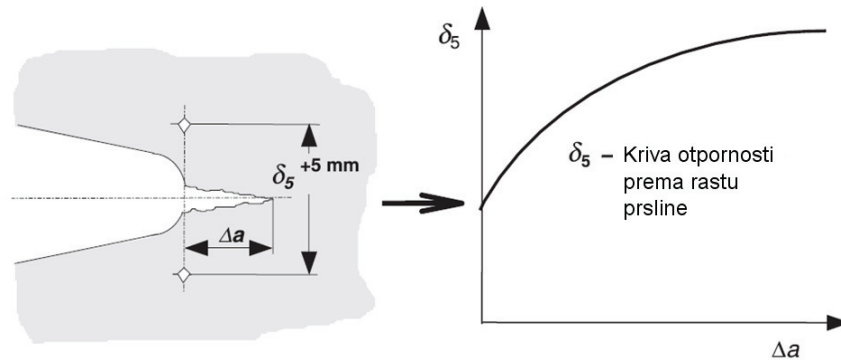
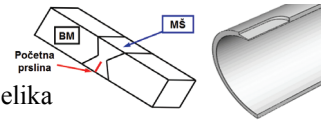
Razmatrani položaj žleba i početne (zamorne) prsline u zavarenom X spoju je dat na slici 7.15b. Na slici 7.16 je dat način formiranja krive otpornosti prema lomu CTOD- Δa , tj. šematski prikaz određivanja ovih veličina.

Tabela 7.6 Dužina početne prsline a_0 u OM i UM zavarenim spojevima različite širine W

	OM6	OM6	OM12	OM18	UM6	UM12	UM18
a_0	7.694	10.334	7.826	9.414	7.544	7.87	7.735
a_0/W	0.307	0.413	0.313	0.376	0.3017	0.3148	0.3094

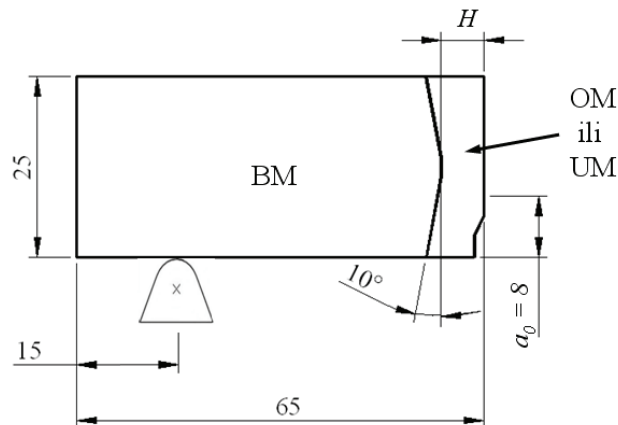


Slika 7.15 Šematski prikaz eksperimentalnog ispitivanja savijanjem u tri tačke (a) i poprečni presek sučeonog X spoja sa žlebom i početnom prslinom (b) [1.1]



Slika 7.16 Princip merenja δ_5 i formiranje CTOD - Δa krive [2.10]

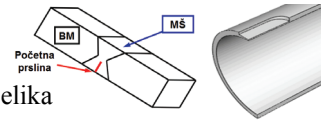
Na slici 7.17 su prikazane dimenzije jedne polovine SENB epruvete i zavarenog spoja. Spoljno opterećenje i nepokretni oslonac su definisani preko kontakta sa krutim telima, na način prikazan u pogl. 5.5. Razmatrane su tri širine metala šava: $2H = 6, 12$ i 18mm . Zona uticaja toplote nije uzeta u obzir u numeričkim proračunima, jer je prslina u sredini metala šava, duž ose simetrije spoja, kao što je navedeno u uvodnom delu ovog poglavlja.



Slika 7.17 Dimenzije polovine SENB epruvete sa X spojem

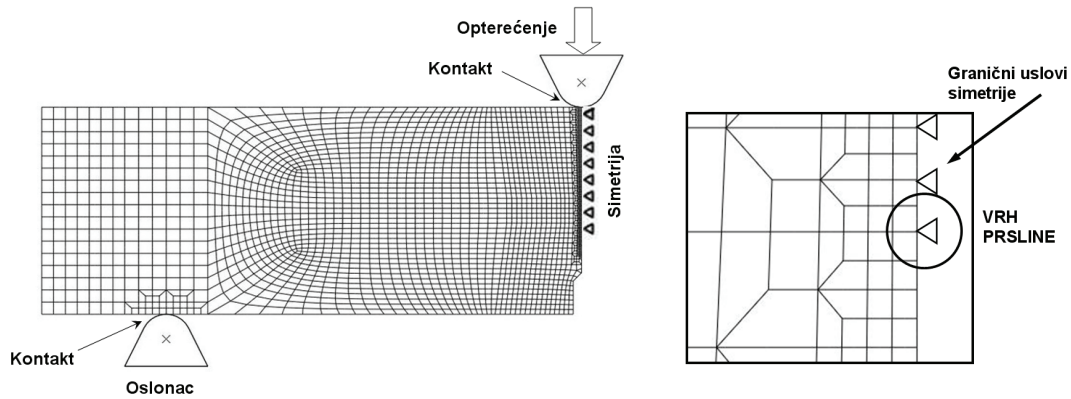
Početak rasta prsline

Imajući u vidu uticaj ograničenog deformisanja (*constraint* efekat, pogl. 3.2.2) i mreže KE (pogl. 5.8), analiziran je uticaj geometrije (širine spoja) i veličine elemenata ispred vrha prsline na predviđanje početka rasta prsline. Epruvete su analizirane primenom 2D modela u uslovima ravnog stanja deformacije. Mreža konačnih elemenata je data na slici 7.18, sa uvećanim delom oko vrha prsline. Ligament ispred vrha prsline je



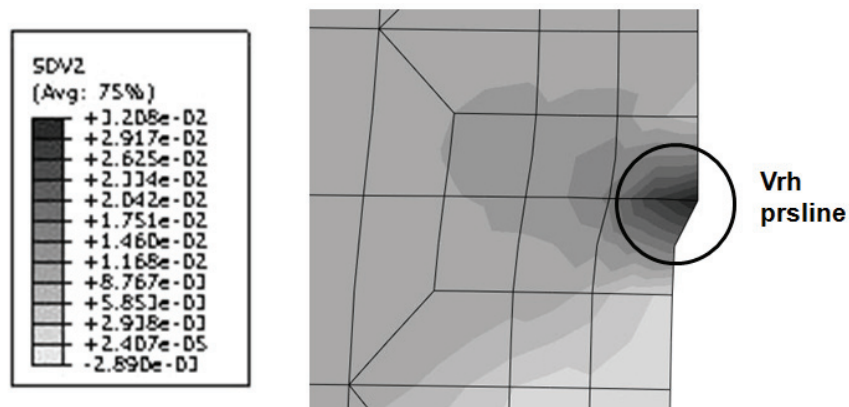
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

modeliran elementima jednakih dimenzija, da bi se na istim mrežama KE mogao pratiti stabilan rast prsline praćenjem razvoja oštećenja. Za formiranje mreže sa manjim dimenzijama elemenata u ligamentu ispred vrha prsline, a većim dimenzijama u ostatku modela (detalj na sl. 7.18), korišćena je tehnika prikazana u pogl. 5.4.1.



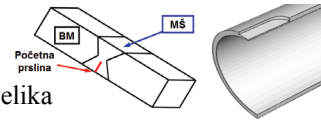
Slika 7.18: Mreža KE za SENB epruvetu i detalj oko vrha prsline

Vrednost CTOD koja odgovara početku rasta prsline ($CTOD_i$) je određena dostizanjem kritične vrednosti zapreminskog udela šupljina u KE ispred vrha prsline. Prema razmatranjima datim u [4.9], vrednost f je praćena u integracionoj tački najbližoj vrhu prsline. Raspodela zapreminskog udela šupljina oko vrha prsline, u trenutku nastanka prsline (za spoj širine 6 mm), je pokazana na slici 7.19. Očigledna je koncentracija velikih vrednosti u blizini vrha prsline. Takođe, na ovoj raspodeli se vidi velika varijacija f u elementima ispred i iza vrha prsline.

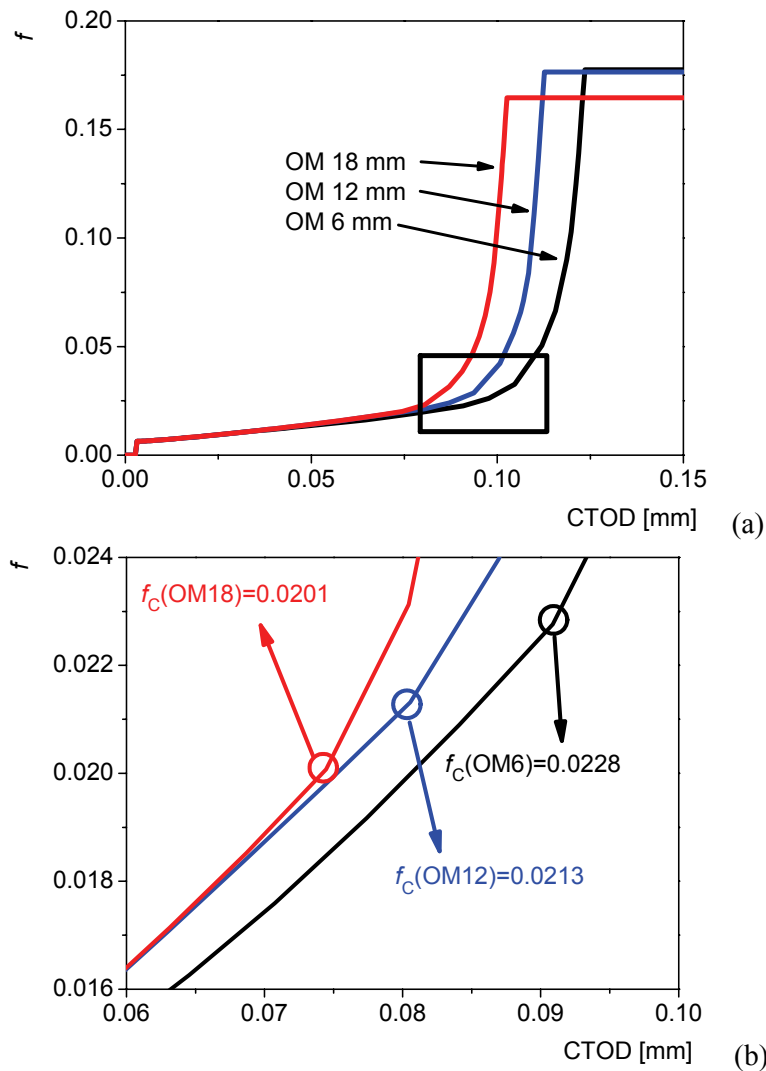


Slika 7.19 Raspodela zapreminskog udela šupljina f oko vrha prsline, na početku rasta prsline

Promena parametra oštećenja, zapreminskog udela šupljina, tokom porasta opterećenja zavisi od geometrije spoja, kao što je prikazano na slici 7.20 za tri analizirane širine OM

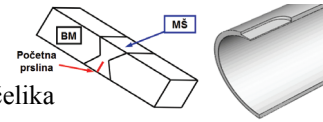


spoja. Ovaj dijagram predstavlja rast f u integracionoj tački najbližoj vrhu prsline (u elementu ispred vrha prsline). Detalj dijagrama prikazuje vrednosti f_c za tri širine spoja dobijene primenom CGM, koje nisu jednake već se razlikuju u zavisnosti ood stanja napona i deformacija u razmatranoj geometriji. Kod GTN modela, vrednost f_c bila bi konstantna za sve tri širine spoja.



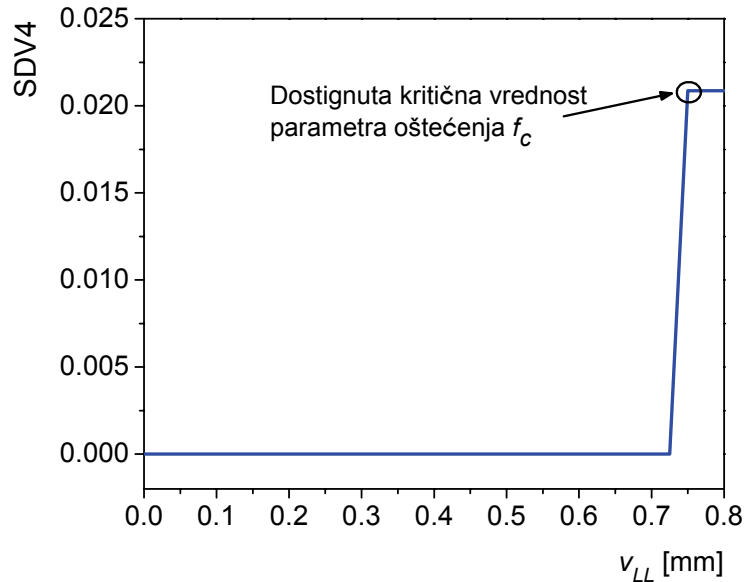
Slika 7.20 Zavisnost zapreminskog udela šupljina f od otvaranja vrha prsline CTOD – OM spojevi (a) i uvećan deo istog dijagrama sa tačkama koje odgovaraju nastanku prsline (b)

Tokom analize, za praćenje razvoja oštećenja korišćena je pomoćna promenljiva SDV4 korisničkog potprograma UMAT. Ova promenljiva ima vrednost 0 u posmatranoj integracionoj tački sve dok parametar oštećenja f ne dostigne kritičnu vrednost, nakon čega dolazi do naglog skoka, slika 7.21; na slici je prikazana promena SDV4 u



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

integracionoj tački najbližoj vrhu prsline, koja je korišćena za određivanje trenutka nastanka loma.

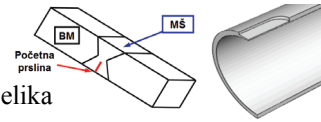


Slika 7.21 Promena pomoćne promenljive SDV4 u zavisnosti od pomeranja napadne tačke sile

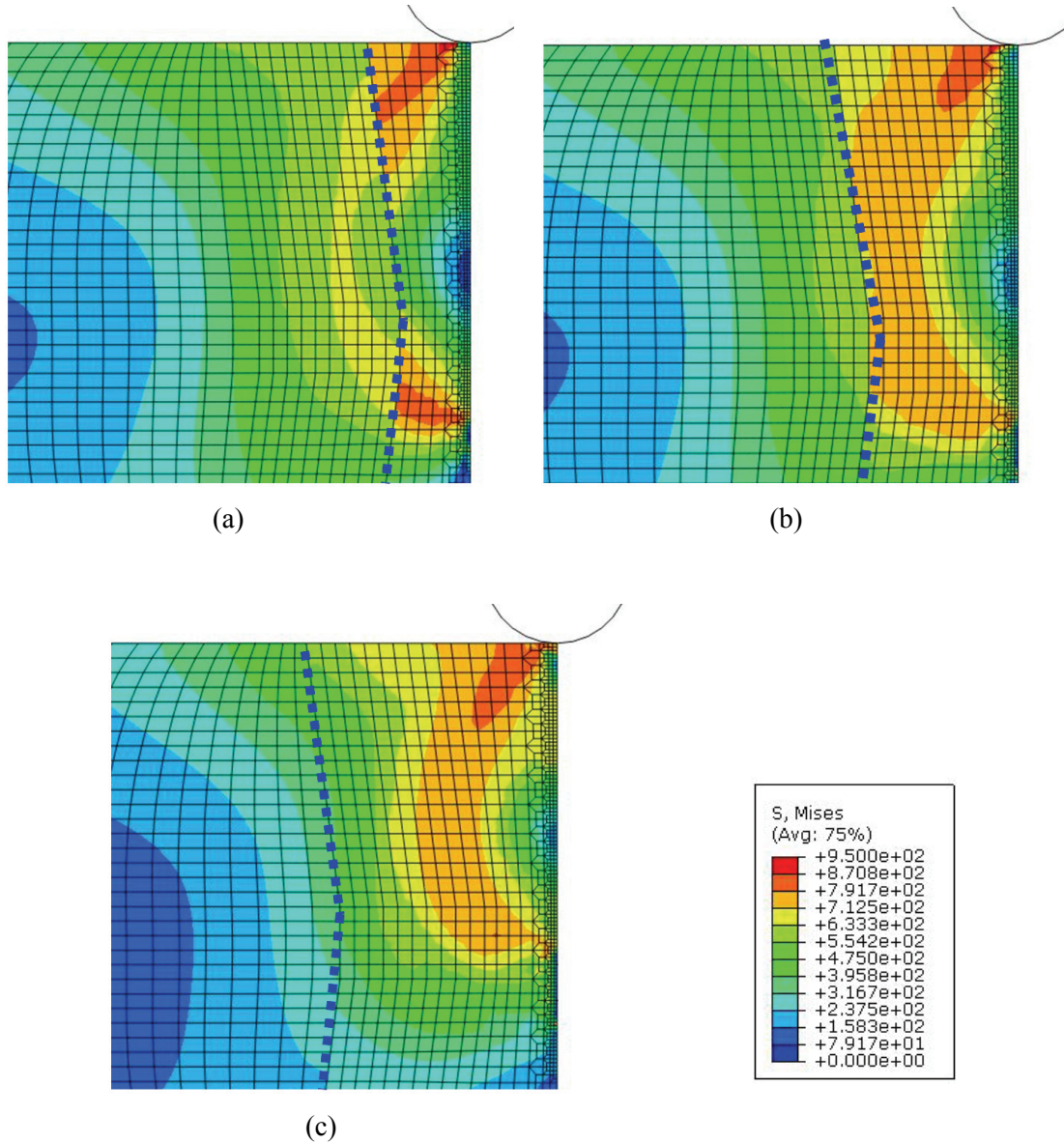
v_{LL}

Polja ekvivalentnog von Misesovog napona u sva tri OM spoja (OM6, OM12 i OM 18) su data na slici 7.22. Vidi se da je oblast visokih vrednosti ovog napona u epruveti OM18 ograničena na metal šava (sl. 7.22c), tako da heterogenost materijala ima najmanji uticaj na ponašanje ove epruvete. Međutim, u spoju širine 12 mm, i još više u spoju širine 6 mm, velike vrednosti napona se javljaju i u osnovnom materijalu (sl. 7.22a i b). Stoga, osnovni metal koji ima manju čvrstoću od OM metala šava se sve više plastično deformiše sa smanjenjem širine spoja, čime se poboljšava otpornost prema lomu.

Polja plastične deformacije su data na slici 7.23. Ovo polje za sve širine spoja je prikazano odvojeno za osnovni materijal (sl. 7.23b, d i f) i metal šava (sl. 7.23a, c i e). Razlog je opis ponašanja materijala u spoju; naime, materijal metala šava je modeliran primenom CGM, dok je za osnovni materijal korišćen von Misesov kriterijum plastičnog tečenja. Ovaj pristup je izabran jer je razvoj oštećenja u materijalu tokom rasta prsline mehanizmom žilavog loma skoncentrisan na usku oblast u metalu šava, što se najbolje vidi u analizi rasta prsline datoj u nastavku.

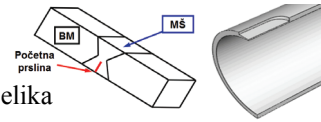


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

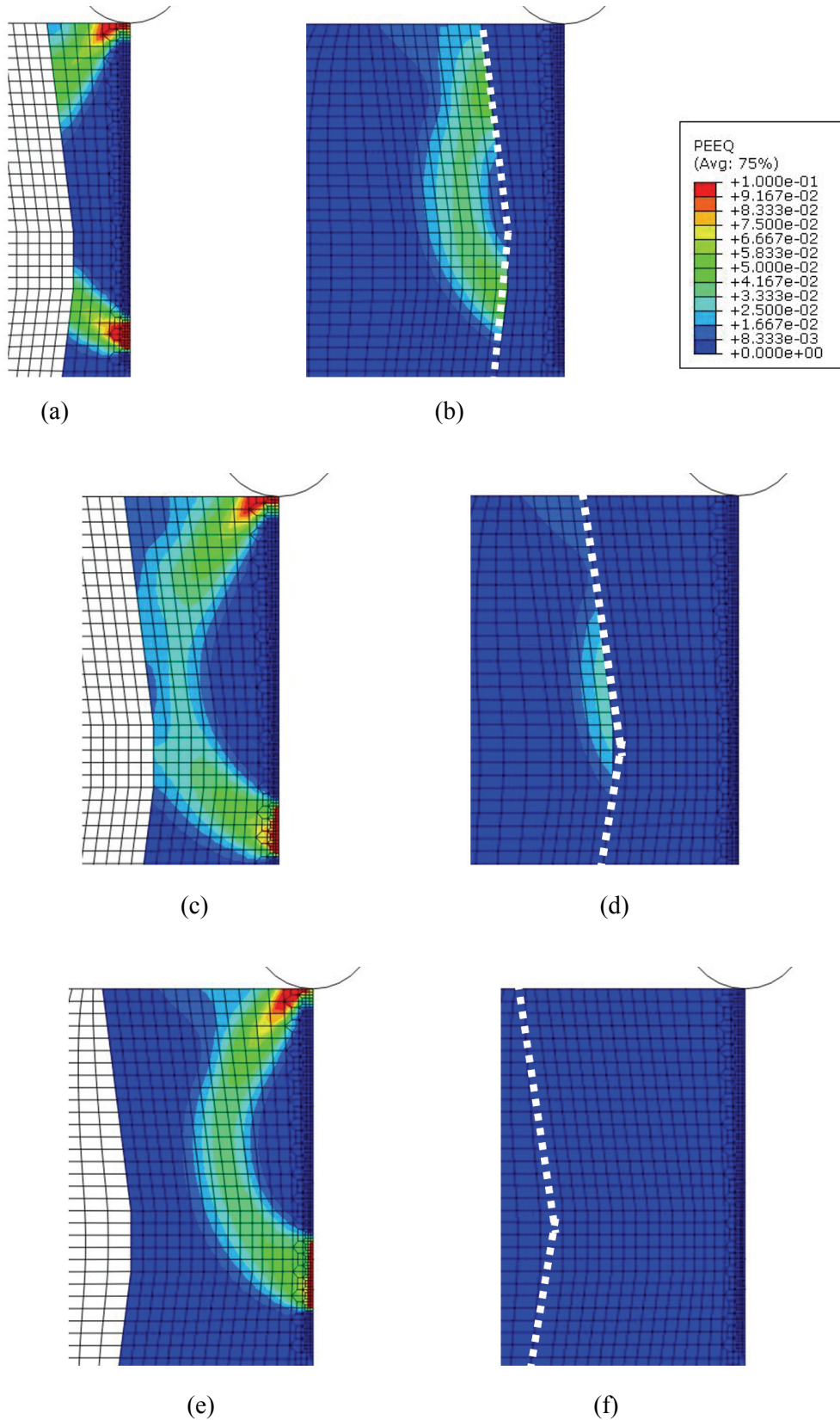


Slika 7.22 Polja ekvivalentnog von Misesovog napona u OM spojevima širine 6 mm (a), 12 mm (b) i 18 mm (c)

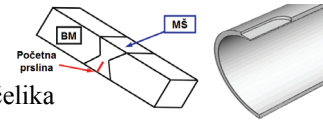
Osim veličine KE ispred vrha prsline 0.15x0.15 mm (koja odgovara srednjem slobodnom putu između uključaka u OM i UM), razmatrane su još dve veličine elementa: 0.3x0.3 mm i 0.075x0.075 mm, kao i red interpolacije i integracije (sl. 7.24). Rezultati na slikama 7.19 - 7.23 su dobijeni za veličinu KE 0.15x0.15 mm.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika



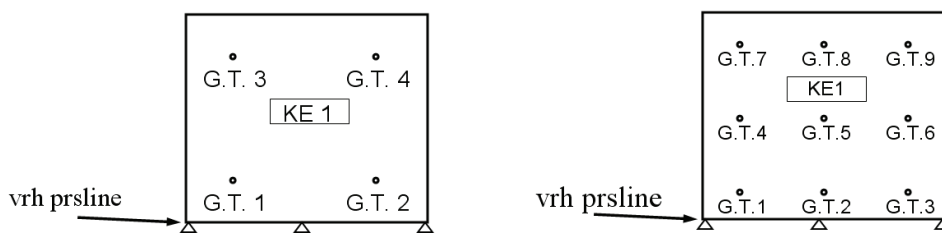
Slika 7.23 Polja ekvivalentne plastične deformacije: OM6 metal šava (a) i osnovni materijal (b), OM12 metal šava (c) i osnovni materijal (d) i OM18 metal šava (e) i osnovni materijal (f)



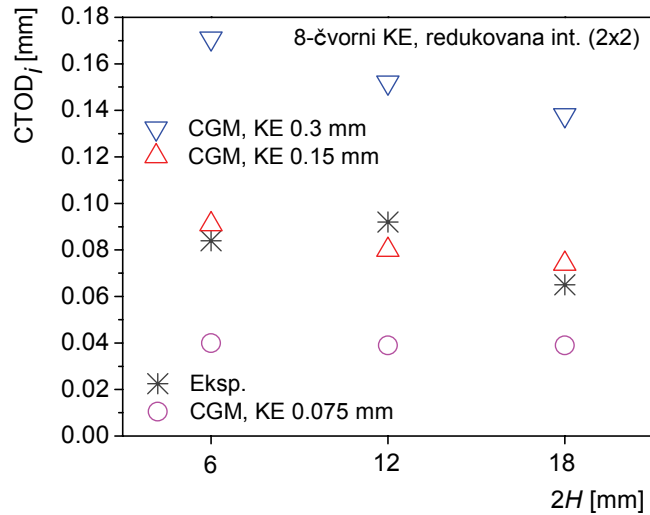
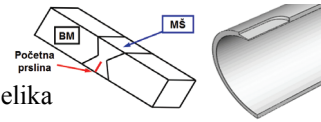
Rezultati za $CTOD_i$, za sve tri širine spoja i sve tri veličine 8-čvornih KE sa redukovanom integracijom [7.22, 7.23], su dati na slici 7.25. Proračun sa veličinom KE 0.3x0.3 mm predviđa veću otpornost prema lomu od eksperimentalno određene, dok je suprotan trend dobijen za veličinu elementa 0.075x0.075 mm. Veličina elementa koja je približno jednaka srednjem slobodnom putu između uključaka daje najbolje slaganje sa eksperimentalnim rezultatima.

Rezultati dobijeni primenom elemenata različite formulacije, dimenzija 0.15x0.15 mm (sl. 7.24), pokazuju da red integracije utiče na predviđanje vrednosti $CTOD_i$; zavisnost otpornosti prema lomu od reda integracije postoji i kod homogenih materijala, pogl. 5.8 i [1.1, 4.30, 7.24]. Korišćenje 8-čvornih elemenata sa punom integracijom daje manje vednosti (sl. 7.26), bliske onima koje se dobijaju primenom 8-čvornih elemenata sa redukovanom integracijom i dimenzijama 0.075x0.075 mm. Ova dva elementa imaju slično rastojanje između integracionih tačaka; stoga, rastojanje između integracionih tačaka (umesto veličine KE) bi trebalo dovoditi u vezu sa srednjim slobodnim putem između čestica oko kojih nastaju šupljine. Navedeni rezultati su u skladu sa zaključcima [4.9] za čelik 22NiMoCr37. Na slici 7.26 prikazani su i rezultati dobijeni korišćenjem f_F kao kriterijuma nastanka loma; vidi se da su vrednosti nešto veće od eksperimentalno određenih, ali CGM i tada predviđa pad otpornosti prema lomu sa porastom širine spoja.

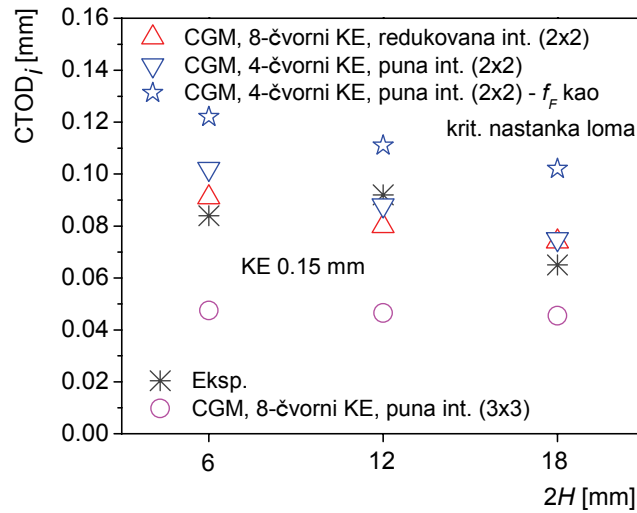
Sa druge strane, za isti broj integracionih tačaka i rastojanje između njih, predviđanje nastanka žilavog loma ne pokazuje značajnu zavisnost od reda integracije. Naime, rezultati dobijeni korišćenjem 8-čvornih i 4-čvornih elemenata sa 2x2 integracijom se ne razlikuju u velikoj meri, slika 7.27. Naravno, za prve ovaj broj integracionih tačaka odgovara redukovanoj, a za druge punoj integraciji. Konačni elementi dimenzija 0.3x0.3 mm sa 3x3 integracijom daju slične rezultate (sl. 7.27), što je skladu sa činjenicom da je rastojanje između integracionih tačaka slično kao kod elemenata dvostruko manjih dimenzija sa 2x2 integracijom.



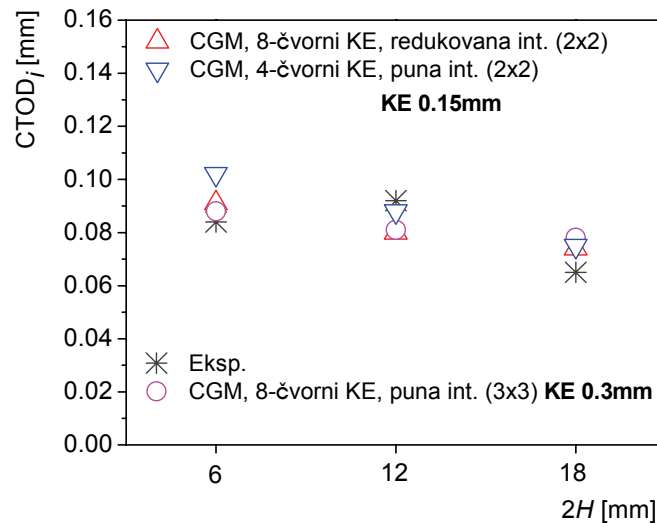
Slika 7.24 Konačni elementi sa 2 x 2, odnosno 3 x 3 integracijom



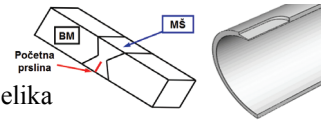
Slika 7.25 Uticaj veličine KE na vrednosti $CTOD_i$



Slika 7.26 Uticaj interpolacije / reda integracije KE i kriterijuma otkaza na vrednosti $CTOD_i$

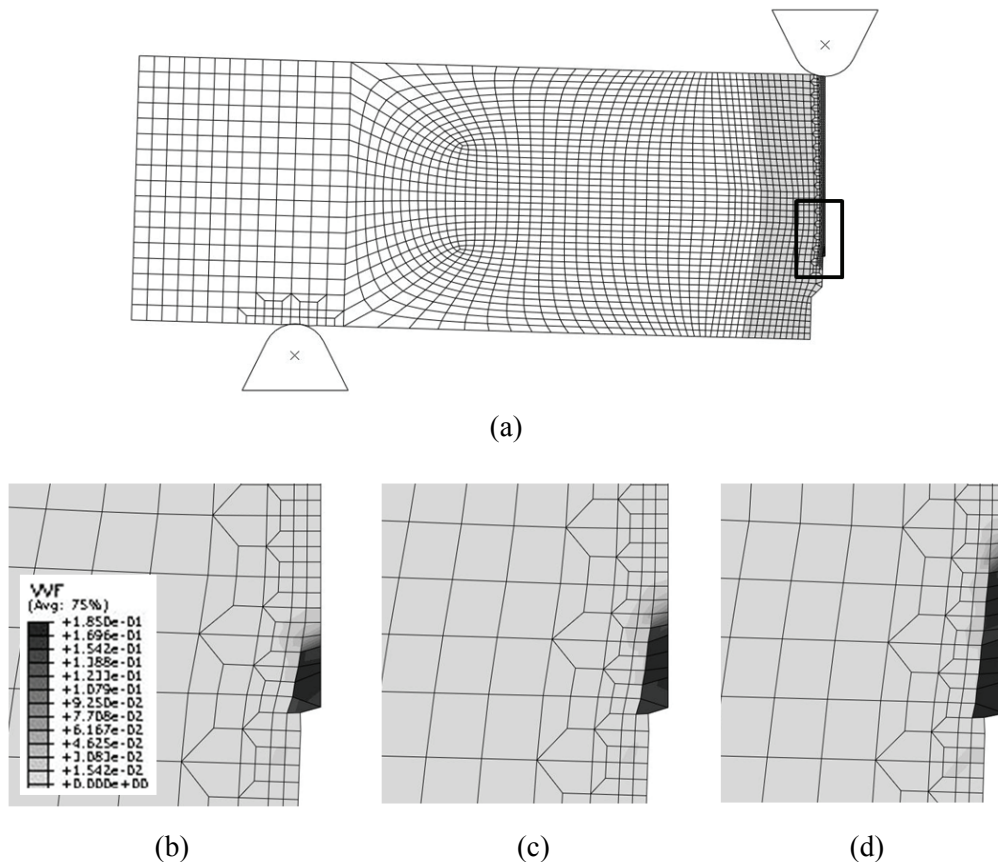


Slika 7.27 Uticaj interpolacije i reda integracije KE na vrednosti $CTOD_i$

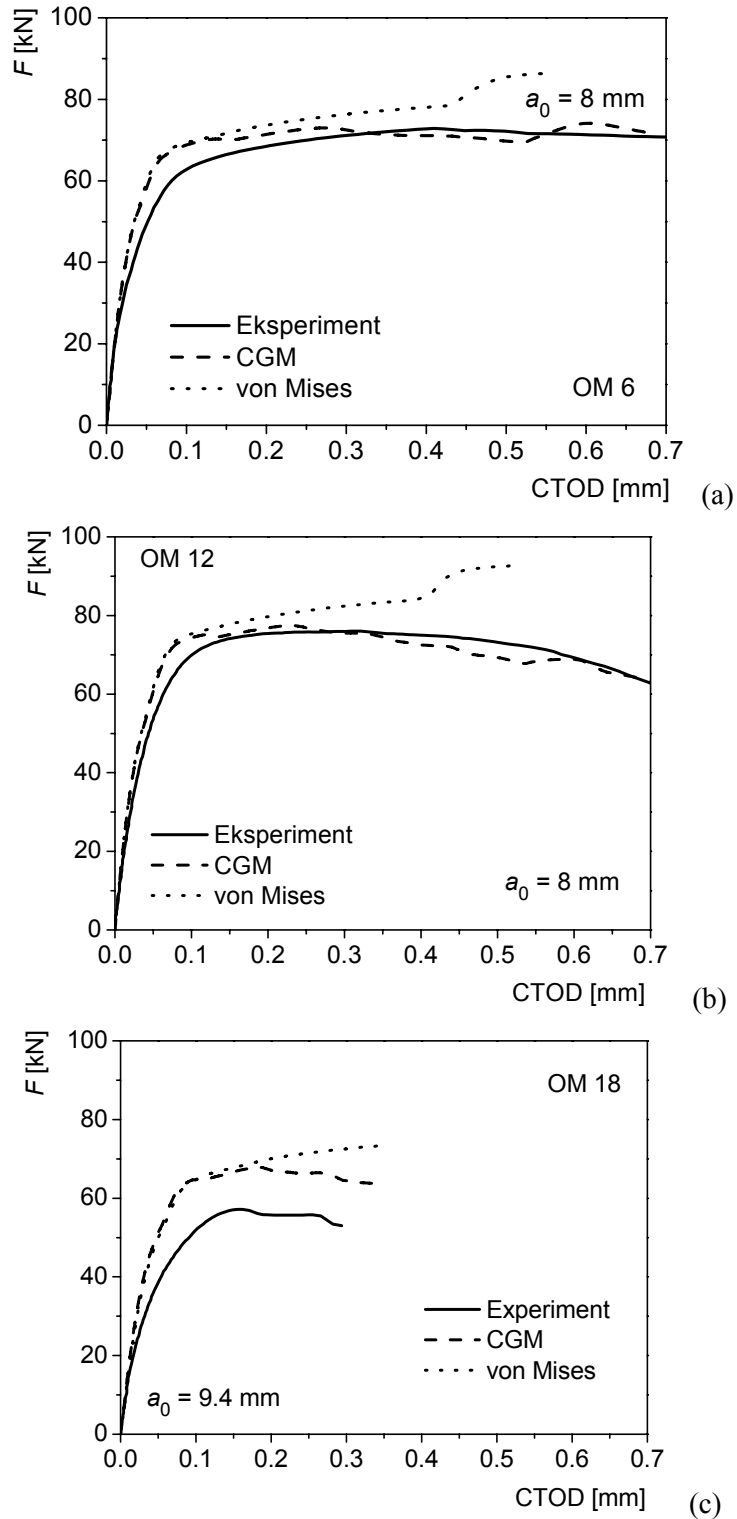
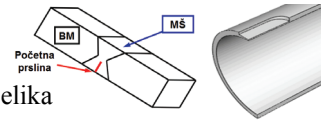


Stabilni rast prsline

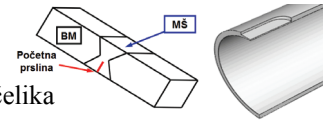
Stabilni rast prsline je modeliran praćenjem razvoja oštećenja u ligamentu ispred vrha prsline (pogl. 6.2.2), sa kriterijumom gubitka nosivosti definisanim primenom CGM. Mreže KE su formirane korišćenjem 4-čvornih elemenata sa punom (2x2) integracijom, sa dimenzijama u ligamentu 0.15x0.15 mm. Deformisana mreža je prikazana na slici 7.28a. Uticaj širine spoja na rast prsline se može videti na slici 7.28b - d, gde su date mreže u ligamentu za tri analizirane geometrije sa raspodelom zapreminskog udela šupljina. Kao što se vidi na legendi na istoj slici, tamne boje predstavljaju velike vrednosti f u elementima koji su već izgubili nosivost. Vidi se da je uticaj geometrije sličan kao u slučaju nastanka prsline - povećavanje širine spoja smanjuje otpornost prema lomu. Ova zavisnost se može videti preko veće trenutne dužine prsline, jer polja zapreminskog udela šupljina na slici odgovaraju istim vrednostima pomeranja napadne tačke sile $v_{LL} = 1.6$ mm.



Slika 7.28 Deformisana mreža KE u ligamentu za širinu OM spoja 6 (a), 12 (b) i 18 mm (c)

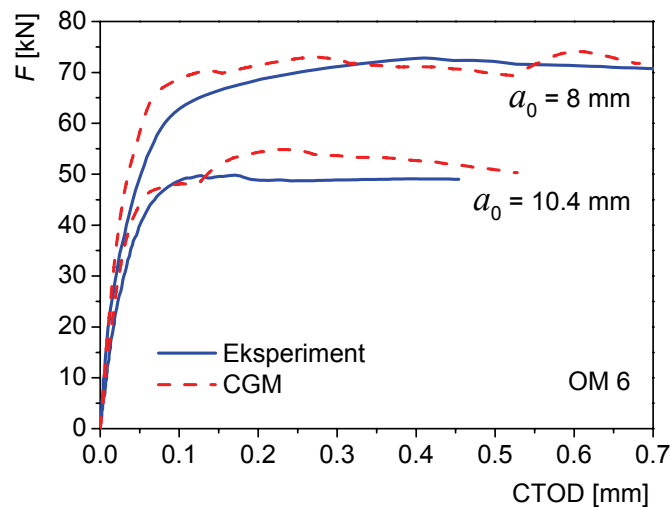


Slika 7.29 F - CTOD krive dobijene eksperimentalno, korišćenjem von Misesovog kriterijuma plastičnog tečenja (bez modeliranja rasta prsline) i CGM, za OM spojeve širine 6 (a), 12 (b) i 18 mm (b)



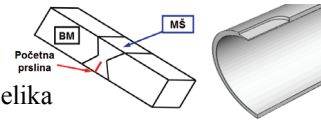
Eksperimentalno dobijeni dijagrami F - CTOD su poređeni sa rezultatima dobijenim primenom von Misesovog kriterijuma plastičnog tečenja i CGM, slika 7.29. Može se videti da je nosivost materijala precenjena ukoliko oštećenje usled postojanja šupljina nije uzeto u obzir (von Misesov kriterijum). Pokazano je da CGM može da predvidi slabljenje materijala izazvano nastankom, rastom i šupljina tokom procesa žilavog loma. Dobro slaganje sa eksperimentalnim podacima je dobijeno za spojeve širine 6 i 12 mm, dok određene razlike postoje za spojeve najveće širine (18 mm); predviđene vrednosti su veće, ali uz odgovarajući trend koji odgovara gubitku nosivosti.

Uticao još jedne važne dimenzije epruvete, dužine početne zamorne prsline a_0 , je razmatran za spojeve širine 6 mm ($a_0 = 8$ mm i $a_0 = 10.4$ mm), slika 7.30. Razlika u ponašanju ova dva uzorka može se predvideti primenom CGM, tj. uticaj ograničenog deformisanja usled različitih dužina prsline je procenjen modeliranjem razvoja oštećenja u materijalu.



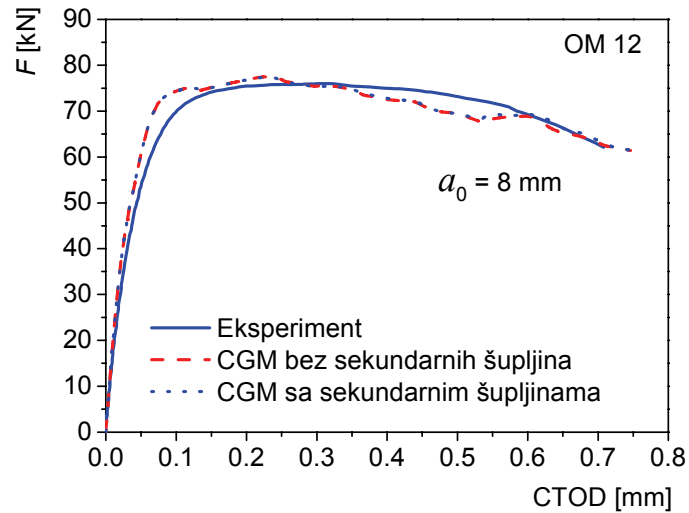
Slika 7.30 F - CTOD krive dobijene eksperimentalno i primenom CGM za OM spoj širine 6 mm i različite početne dužine prsline

Sledeće pitanje koje je razmatrano je da li sekundarne šupljine koje nastaju oko čestica Fe_3C utiču na opis stabilnog rasta prsline primenom kompletnog Gursonovog modela, slika 7.31. Zapreminski udeo ovih čestica je određen primenom pravila poluge [4.23], a rezultati dobijeni primenom pristupa Chua i Needlemana (pogl. 4.4.1) dovode do zaključka da u razmatranom materijalu sekundarne šupljine ne utiču značajno na



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

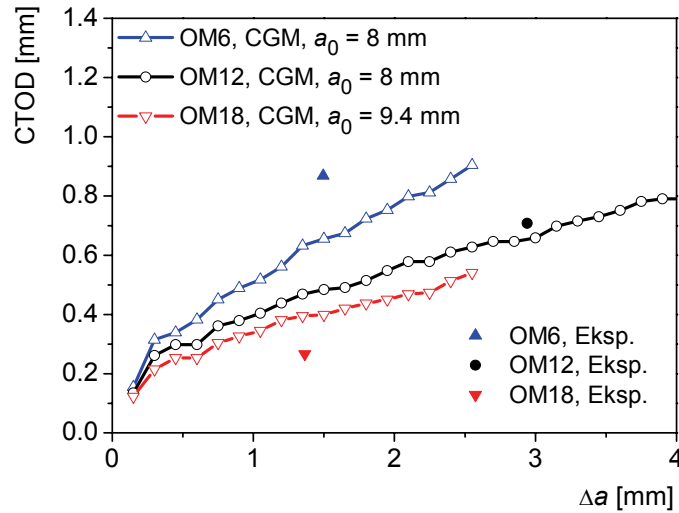
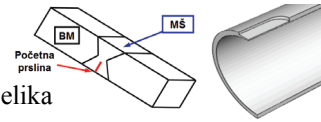
gubitak nosivosti. Takvo ponašanje nije neočekivano, imajući u vidu nizak sadržaj ugljenika u metalu šava.



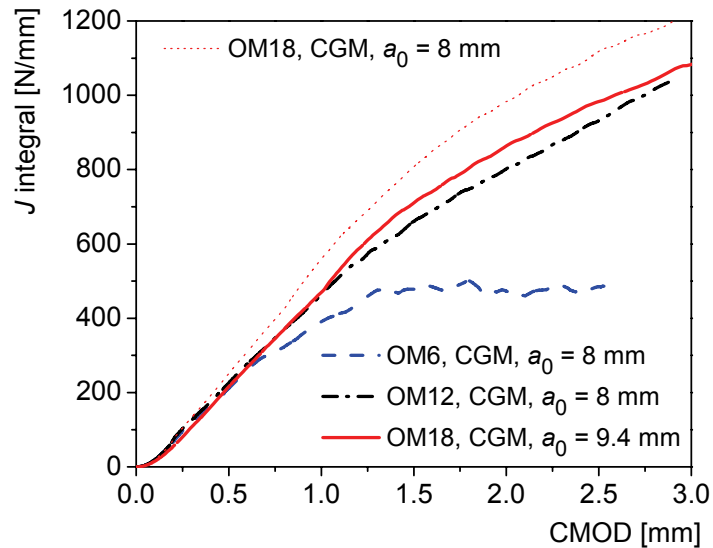
Slika 7.31 F - CTOD krive dobijene eksperimentalno i primenom CGM, sa i bez nastanka sekundarnih šupljina za OM spoj širine 12 mm

CTOD - Δa dijagrami (slika 7.32) za tri širine spoja pokazuju sličan trend kao vrednosti $CTOD_i$ - povećanje širine spoja smanjuje otpornost prema lomu. Sličan zaključak se može izvesti na osnovu izmerenih vrednosti $CTOD_f$ (nakon loma), datim na istoj slici.

Na slici 7.32 se može videti da je razlika između krivih za širine spoja 6 i 12 mm veća nego onih za širine 12 i 18 mm. Ova razlika je još izraženija kada se otpornost prema stabilnom rastu prsline izrazi primenom drugog parametra EPML, J integrala, slika 7.33. Naime, početna dužina epruvete u epruveti širine spoja 18 mm je nešto veća od ostalih (9.4 mm u poređenju sa 8 mm). Stoga, uticaj širine spoja na ograničeno deformisanje je kombinovan sa uticajem dužine prsline. Ukoliko se proračun primenom CGM ponovi, ali sa dužinom prsline OM18 spoja od 8 mm, vidi se da razlika između spojeva širine 12 i 18 mm postaje veća (tanki isprekidana linija na slici 7.33).



Slika 7.32 Krive otpornosti prema lomu za tri širine OM spoja

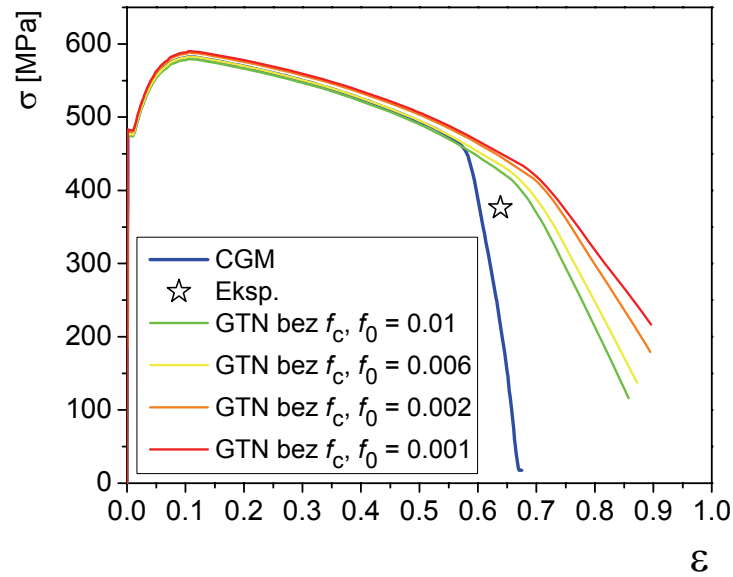
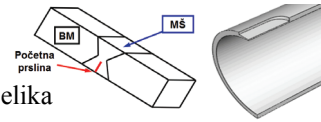


Slika 7.33 Zavisnost J integrala od CMOD za tri širine OM spoja

7.2.3 UM spojevi

Cilindrična glatka epruveta

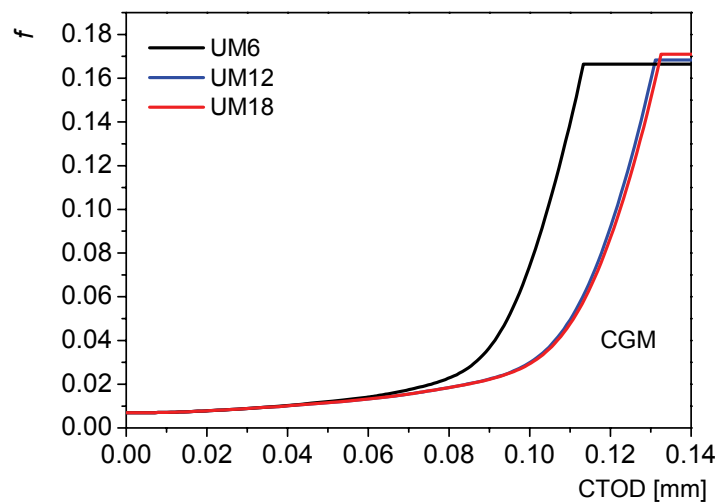
Slično kao u slučaju OM spoja, primenom CGM je predviđen nagli gubitak nosivosti u slučaju cilindrične glatke epruvete izrađene od UM metala šava, slika 7.34. Mreža konačnih elemenata ispitivane epruvete i ostali podaci o modelu KE su dati u pogl. 7.2.2.



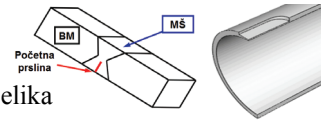
Slika 7.34 Poređenje nominalne krive napon - suženje poprečnog preseka dobijenih primenom GTN modela i CGM

SENB epruvete

Kada se posmatra razvoj oštećenja u elementu ispred vrha prsline u SENB epruvetama sa UM spojem (sl. 7.35), može se videti da se vrednosti za UM18 i UM12 gotovo poklapaju tokom porasta opterećenja. U ovom slučaju, nema razlike između početnih dužina prsline kao kod OM spojeva, tabela 7.6. Međutim, ovaj opis razvoja oštećenja u materijalu može se dovesti u vezu sa poljem napona i deformacija, slika 7.36.

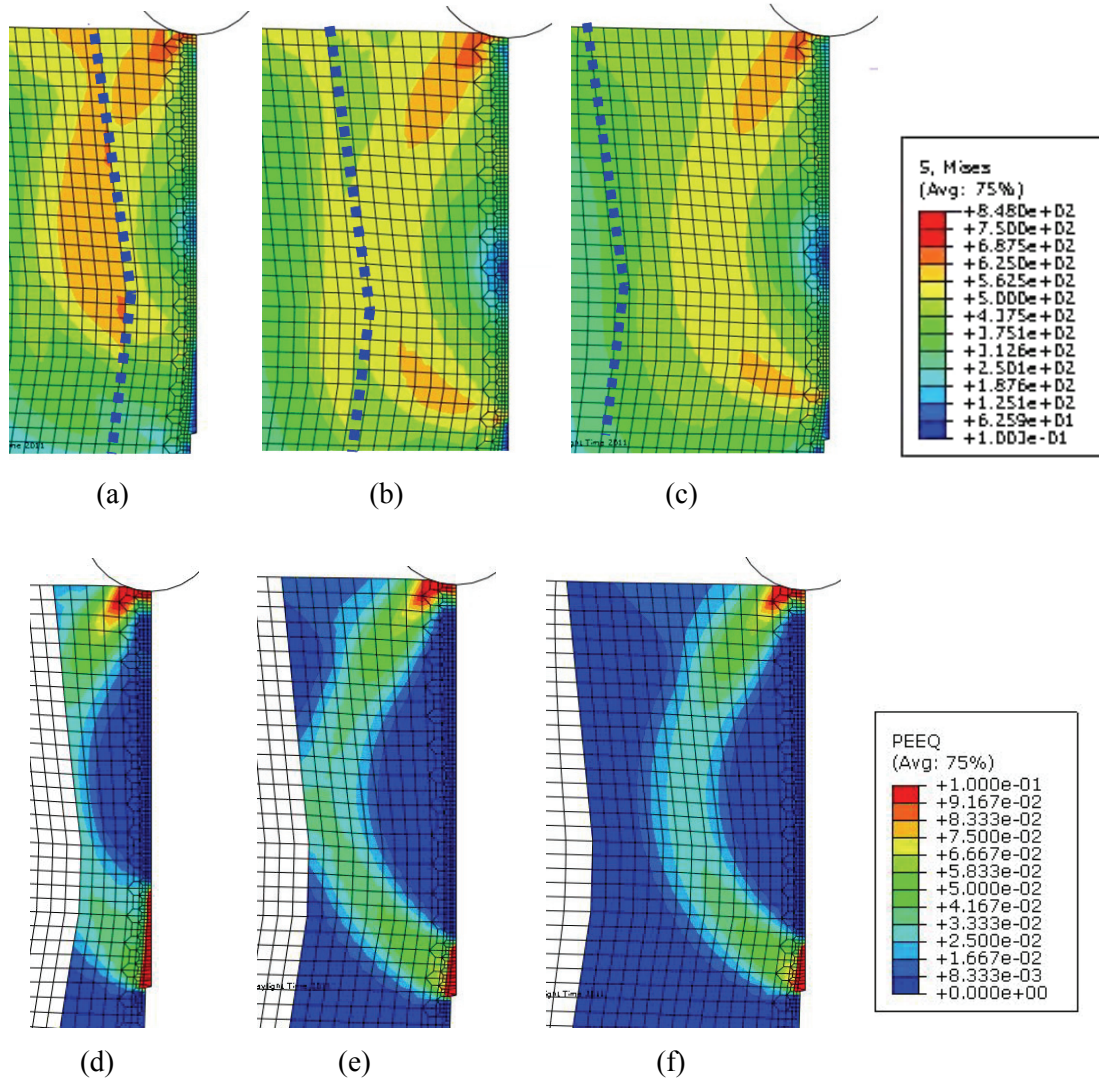


Slika 7.35 Zavisnost zapreminskog udela šupljina f od otvaranja vrha prsline CTOD - UM spojevi

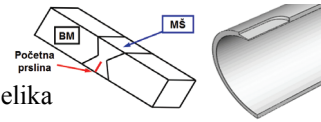


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

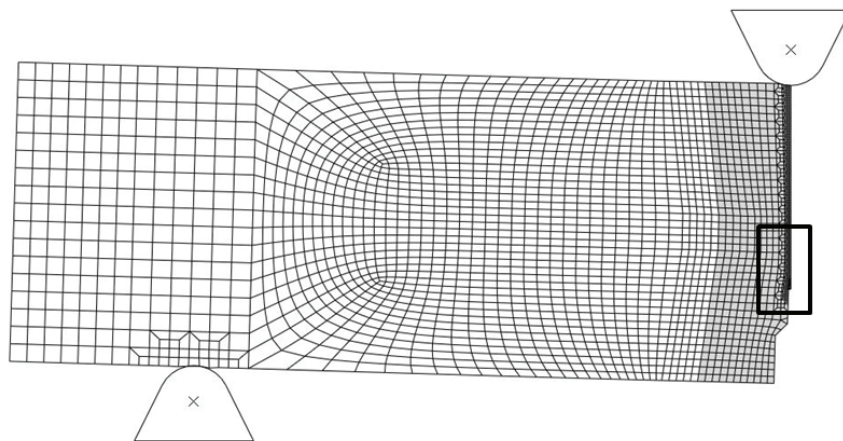
Izraženo plastično deformisanje i visoke vrednosti ekvivalentnog von Misesovog napona u epruvetama UM12 i UM18 su ograničeni na metal šava, tako da heterogenost materijala nema velikog uticaja. Međutim, u spoju širine 6 mm velike vrednosti ovih veličina se javljaju sve do granice sa osnovnim materijalom. Stoga, osnovni metal sprečava deformisanje metala šava manje čvrstoće, čime se omogućuje brži razvoj oštećenja u odnosu na druge dve epruvete.



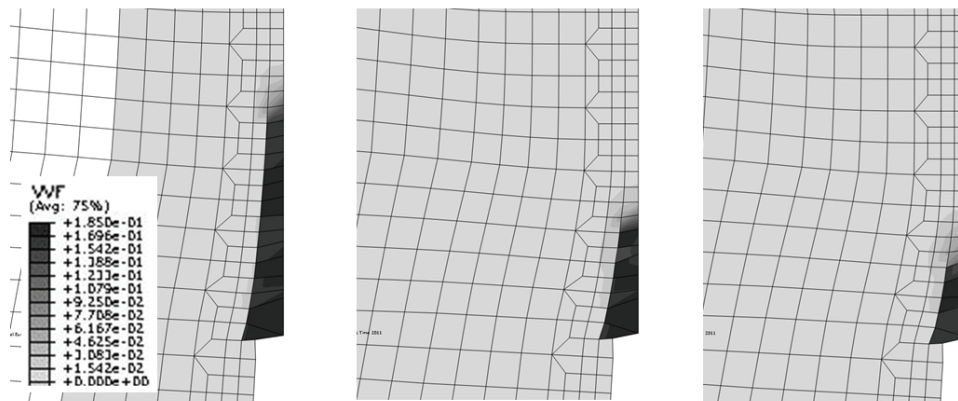
Slika 7.36 Polja ekvivalentnog von Misesovog napona (a-c) i ekvivalentne plastične deformacije (d-f) u UM spojevima širine 6, 12 i 18 mm



Uticaj širine spoja na rast prsline se može videti na slici 7.37b - d, gde su date mreže u ligamentu za tri analizirane geometrije sa raspodelom zapreminskog udela šupljina. Vidi se da je uticaj geometrije spoja suprotan u poređenju sa OM spojevima, jer kod UM spojeva povećavanje širine spoja poboljšava otpornost prema lomu. Ova zavisnost se može videti preko veće trenutne dužine prsline, jer polja zapreminskog udela šupljina na slici odgovaraju istim vrednostima pomeranja napadne tačke sile $v_{LL} = 3$ mm.



(a)

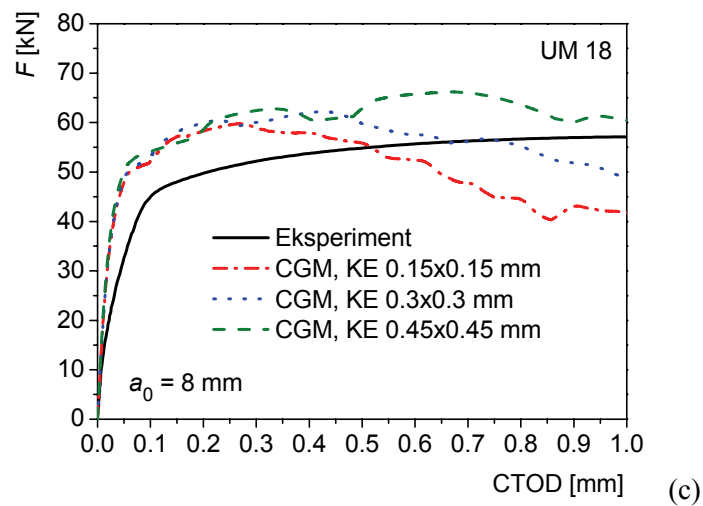
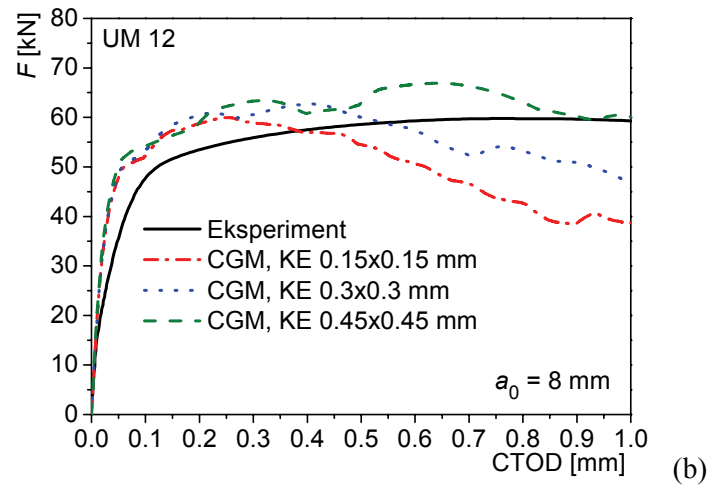
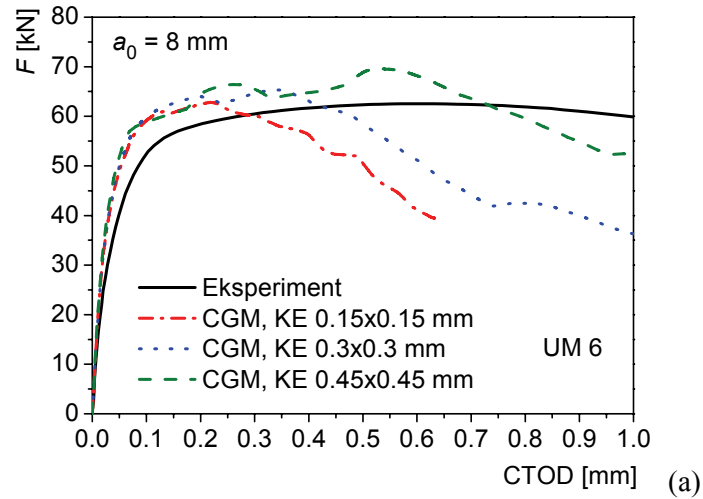
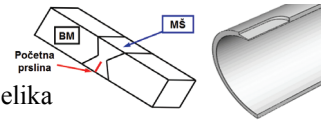


(b)

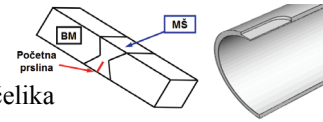
(c)

(d)

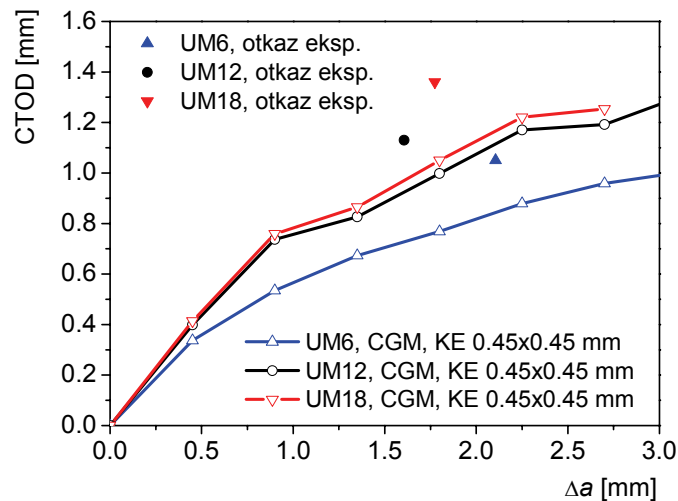
Slika 7.37 Deformisana mreža KE u ligamentu za širinu UM spoja 6 (a), 12 (b) i 18 mm (c)



Slika 7.38 F - CTOD krive dobijene eksperimentalno i primenom CGM, za UM spojeve širine 6 (a), 12 (b) i 18 mm (b)



Dijagrami zavisnosti sile od otvaranja vrha prsline su dati na slici 7.38. Modeli sa veličinom konačnog elementa približno jednakom srednjem slobodnom putu između uključaka (0.15 x 0.15 mm) predviđaju znatno brži pad nosivosti u odnosu na eksperimentalno ispitivanje. Slično važi i za dvostruko veće elemente (0.3 x 0.3 mm), dok se odgovarajući trend dobija tek sa veličinom elementa 0.45 x 0.45 mm. Krive otpornosti prema rastu prsline za ovu veličinu elementa su prikazane na slici 7.39; vidi se da je razlika između spojeva UM12 i UM18 veoma mala, što je u skladu sa sličnim karakterom rasta oštećenja u ovim geometrijama, slika 7.35. Sličan zaključak se može izvesti na osnovu izmerenih vrednosti $CTOD_f$ (nakon loma), datim na istoj slici.

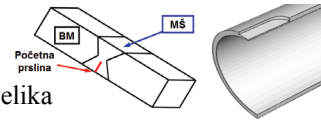


Slika 7.39 Krive otpornosti prema lomu za tri širine UM spoja

7.2.4 Uticaj načina određivanja otvaranja vrha prsline

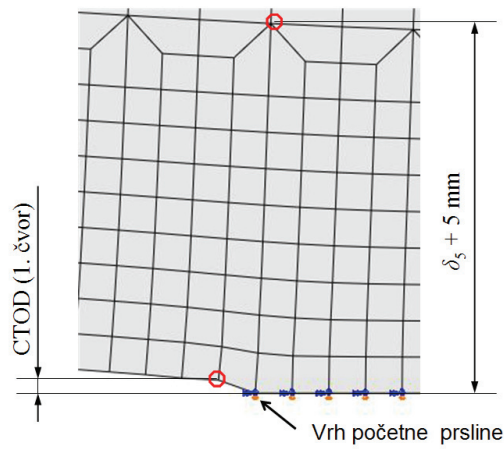
Pored određivanja otvaranja vrha prsline CTOD primenom δ_5 koncepta, u literaturi se koristi i pristup po kome se ovaj parametar mehanike loma određuje preko pomeranja prvog čvora iza vrha prsline, [7.25-7.27]. Oba načina su prikazana na slici 7.40, pri čemu su kružićima označeni čvorovi čije pomeranje se prati u oba slučaja.

Da bi se ispitale razlike koje se dobijaju korišćenjem dva navedena postupka, na istim modelima je očitana i jedna i druga vrednost. Promena CTOD određenog primenom oba postupka je data na slici 7.41, na primeru OM i UM spoja širine 6 mm. Vidi se da je trend u oba slučaja isti, a pomeranje prvog čvora iza vrha prsline daje nešto veće vrednosti u odnosu na δ_5 koncept; u slučaju OM spoja ova razlika je manja od 5% za

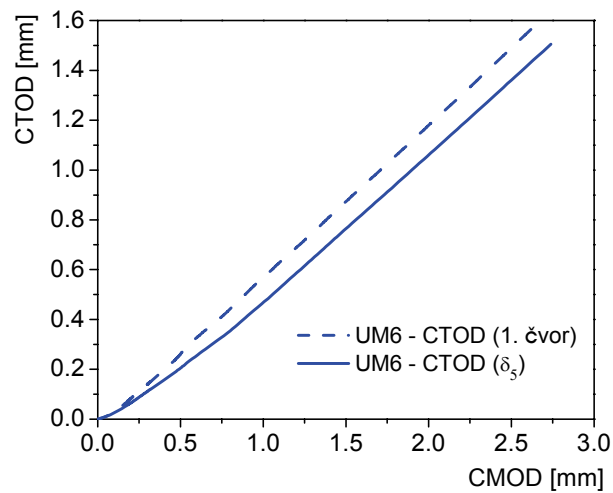
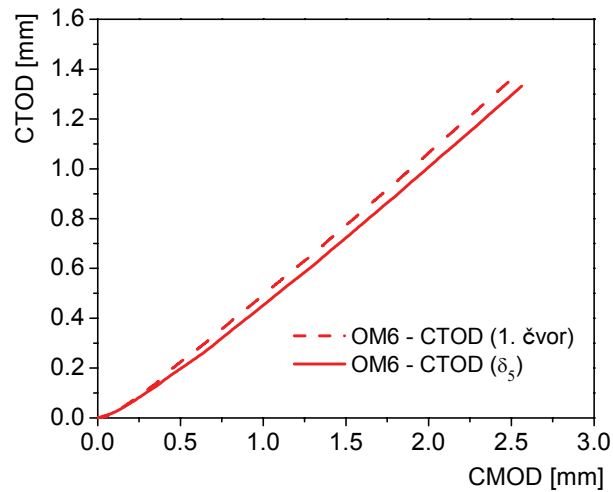


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

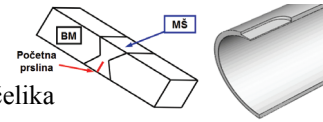
najveće vrednosti CMOD, dok je kod UM spoja nešto veća i iznosi do 10% pri najvećim vrednostima CMOD.



Slika 7.40 Različiti načini određivanja otvaranja vrha prsline



Slika 7.41 Promena otvaranja vrha prsline sa porastom opterećenja - poređenje različitih načina određivanja CTOD

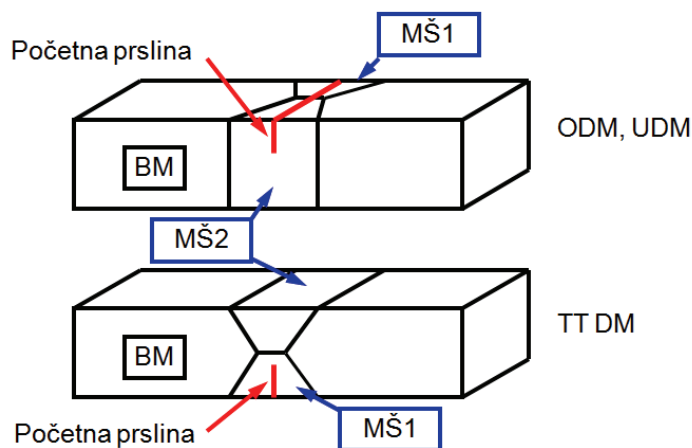
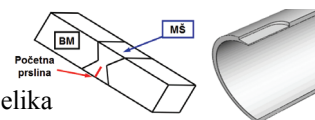


7.3 Zavareni spojevi sa dva metala šava

Kao nastavak analize početka rasta prslina i njenog stabilnog rasta u zavarenim spojevima, razmatran je nastanak žilavog loma u sučeonim spojevima sa dva različita metala šava (*double mismatched* - DM), [7.28-7.34]. Lom SENB epruveta sa navedenim spojevima, kod kojih početna prslina prolazi kroz oba metala šava, je analiziran eksperimentalno i korišćenjem CGM. Proračuni MKE su urađeni u programskom paketu Abaqus, uz korisnički potprogram za primenu CGM. Tokom eksperimentalnog i numeričkog ispitivanja savijanjem u tri tačke SENB epruveta sa DM spojem, vrednosti CTOD su određene korišćenjem koncepta δ_s , kao i kod OM i UM spojeva.

Spojevi sa dva različita metala šava se koriste kod reparaturnog zavarivanja, ali i zavarivanja niskolegiranih čelika povišene čvrstoće, jer se na taj način omogućuje zavarivanje bez predgrevanja, što smanjuje troškove proizvodnje, [7.35]. Glavni cilj analize prikazane u ovom poglavlju je predviđanje razlike u ponašanju ovih spojeva izazvane heterogenošću metala koji čine spoj, imajući u vidu ograničeno deformisanje ispred vrha prslina kod homogenih materijala i dodatni uticaj heterogenosti kod zavarenih spojeva.

Epruvete su izrađene sa žlebom i početnom (zamornom) prslinom u ravni simetrije spoja, tako da prolaze ili kroz jedan ili kroz oba metala šava, slika 7.42. U nastavku, za ove spojeve će biti korišćene oznake DM (*double mismatched*); ODM se odnosi na spojeve se početnom prslinom u OM metalu šava, UDM na spojeve sa početnom prslinom u UM metalu šava, a TT (*through thickness*) na DM spojeve sa početnom prslinom kroz oba metala šava.



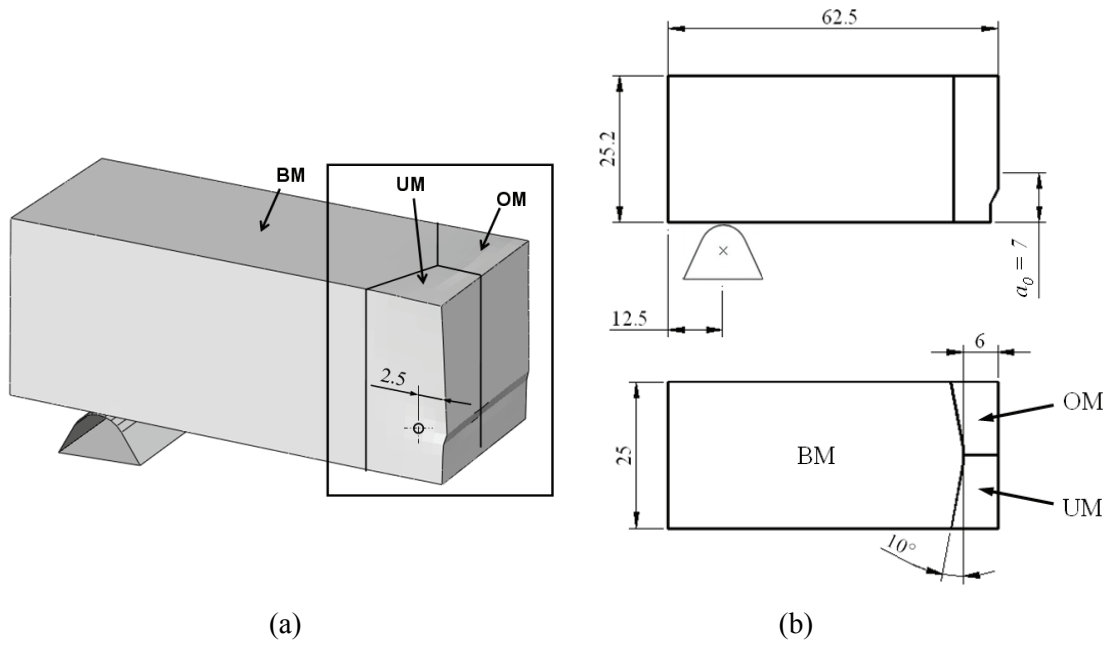
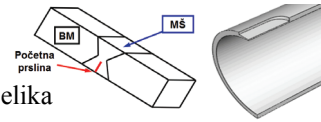
Slika 7.42 Spojevi sa dva metala šava

7.3.1 Zavareni spojevi sa prslinom u oba metala šava

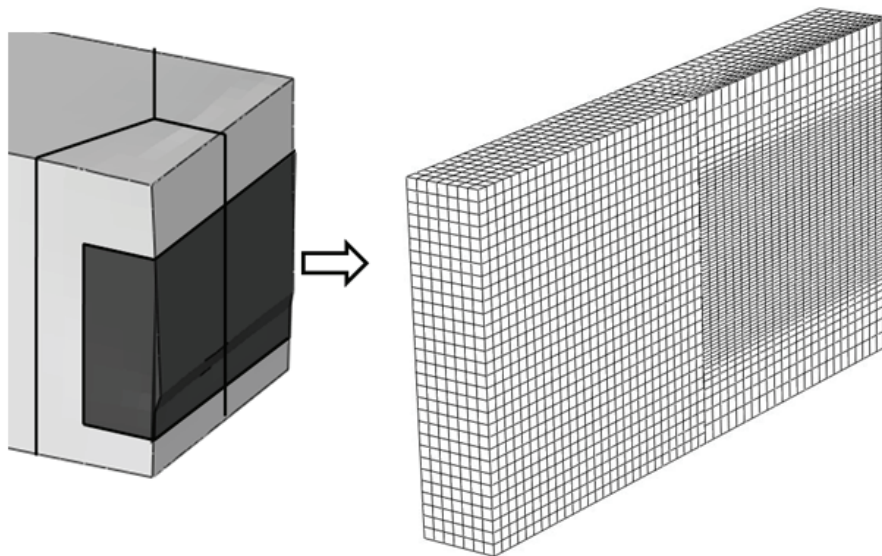
Šematski prikaz jedne polovine ispitivane SENB epruvete je dat na slici 7.43a, gde se vidi položaj početne prsline, koja prolazi kroz oba metala šava u sučeonom X zavarenom spoju. Navedeni položaj se razlikuje od onog razmatranog u pogl. 7.2 po pravcu fronta prsline, koji je ovde normalan na ravan spoja. Imajući u vidu prikazanu geometriju, kao i promenu osobina materijala duž fronta, jasno je da je primena trodimenzionalnog modela neophodna. Prednosti koncepta δ_5 za određivanje CTOD naročito dolaze do izražaja pri ispitivanju razmatrane geometrije, jer se otvaranje vrha prsline određuje u oba metala šava, zbog različitih mehaničkih osobina ovih materijala.

Na slici 7.43a je prikazano merno mesto u UM metalu šava, na rastojanju 2.5 mm od ravni simetrije (pogl. 5.6), dok se merno mesto u OM nalazi na drugoj strani epruvete. Dimenzije jedne polovine epruvete su date na slici 7.43b.

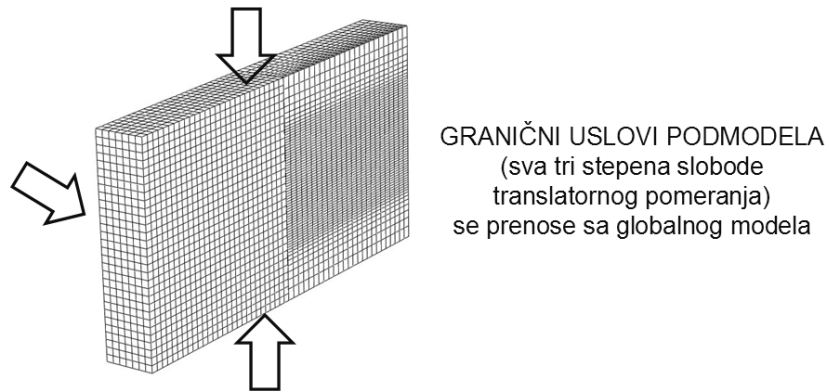
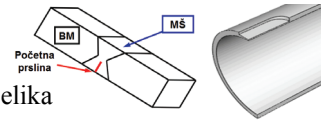
U trodimenzionalnim proračunima MKE, u oblasti oko fronta prsline je primenjena tehnika podmodeliranja (*submodelling*), koja omogućuje detaljno modeliranje oblasti od interesa (zona koncentracije napona, prslina i sl.). Oblast u kojoj je primenjeno podmodeliranje je osenčena na slici 7.44a. Veličina KE u ligamentu ispred fronta prsline je usvojena na osnovu ispitivanja OM i UM metala šava (0.15x0.15, odnosno 0.45x0.45 mm, pogl. 7.2), a mreže su formirane korišćenjem 8-čvornih konačnih elemenata sa punom integracijom.



Slika 7.43 Polovina SENB epruvete sa TT DM spojem (a) i dimenzije epruvete i zavarenog spoja (b)

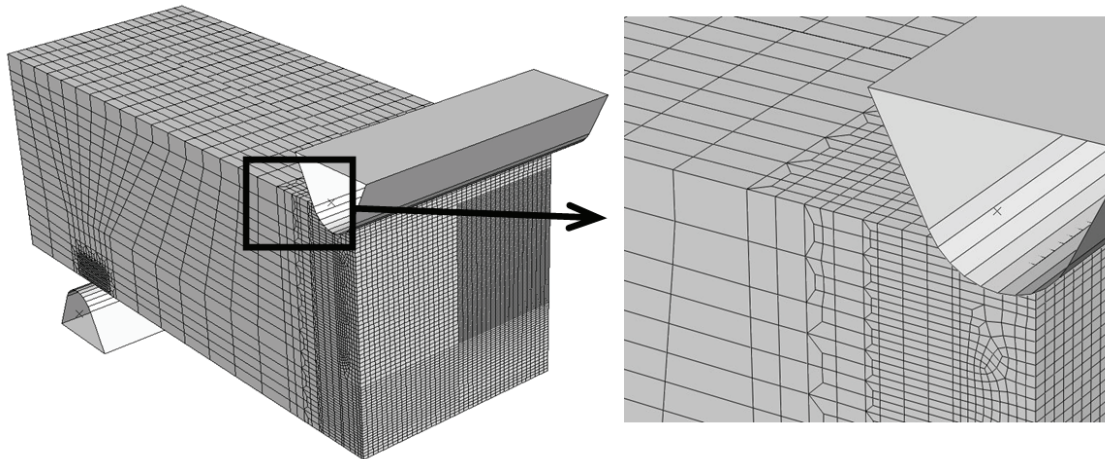


Slika 7.44 Deo SENB epruvete sa TT DM spojem i označenim podmodelom

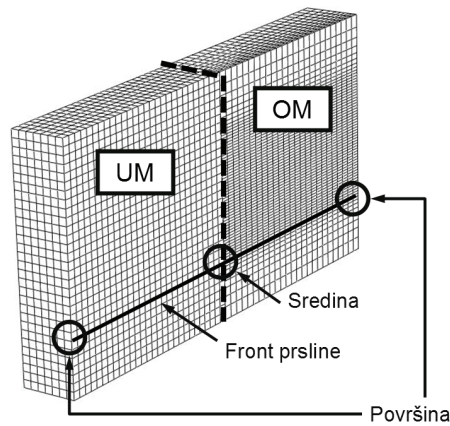


Slika 7.45 Podmodel sa označenim površinama za definisanje graničnih uslova

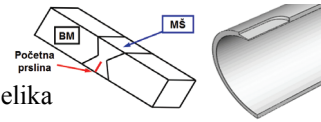
Pored modela formiranih tehnikom podmodeliranja, korišćeni su i 3D modeli bez podmodela, slika 7.46. Na desnoj strani ove slike prikazano je profinjavanje mreže KE u dva pravca, pogl. 5.4.1.



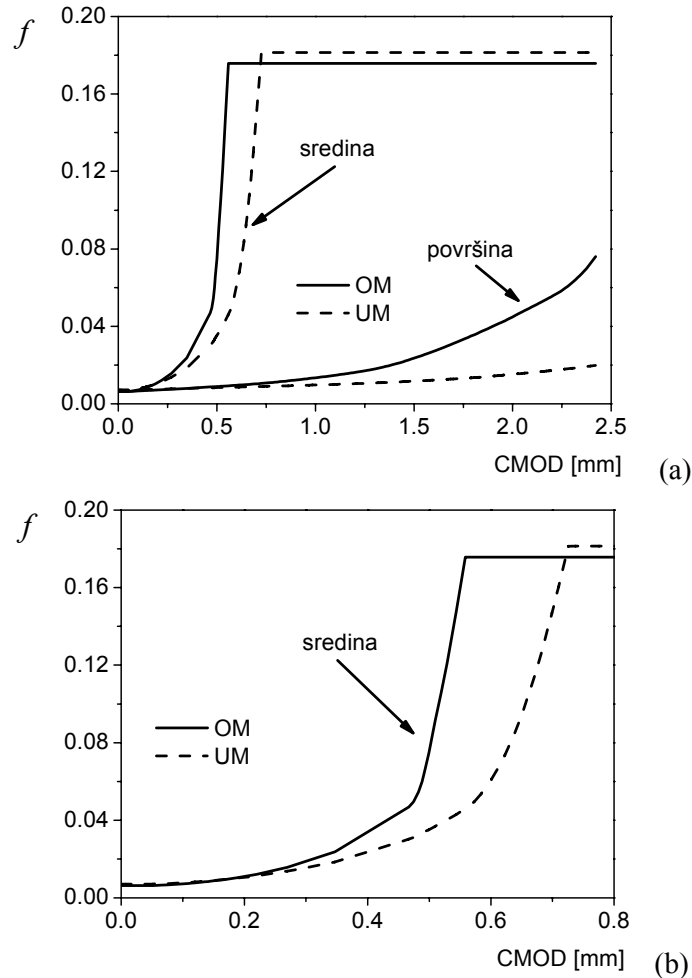
Slika 7.46 Mreža KE SENB epruvete sa TT DM spojem



Slika 7.47 Tačke u kojima je praćen razvoj oštećenja u DM TT spoju

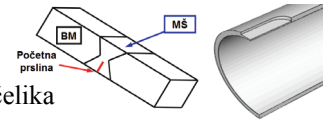


Na slici 7.48 je prikazana promena zapreminskog udela šupljina f tokom ispitivanja, u elementima ispred fronta prsline; u sredini epruvete i na površini oba metala šava (sl. 7.47). Vrednost f brže raste u sredini, što je posledica izražene troosnosti naponskog stanja, pogl. 3.1. Bez obzira na posmatrano mesto epruvete, f brže raste u OM metalu šava u odnosu na UM.



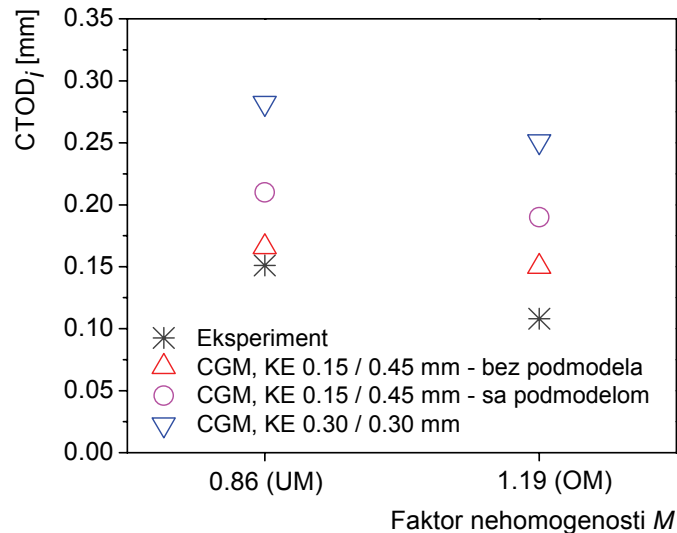
Slika 7.48 Promena f u sredini epruvete i na površini OM i UM metala šava, u odnosu na CMOD (a) i uvećan deo dijagrama sa prikazanom promenom f u sredini epruvete (b) – TT DM spoj

U proračunu primenom CGM, vrednosti $CTOD_i$ su određene praćenjem otkaza, tj. dostizanja f_c , u integracionim tačkama najbližim dodirnoj površini OM i UM metala šava (u sredini epruvete), i očitavanjem δ_5 na obe strane epruvete u tom trenutku. Primenom CGM se može kvantitativno opisati razlika nastala usled različitih mehaničkih osobina dva metala šava; rezultati prikazani na slici 7.49 su dobijeni za



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

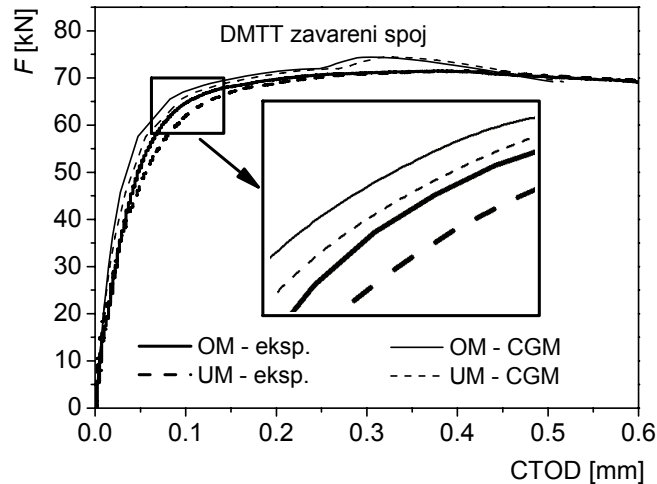
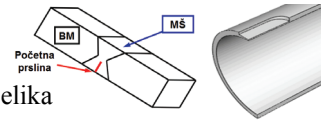
veličine konačnih elemenata određene u pogl. 7.2. Vidi se da model formiran podmodeliranjem daje veće rezultate u odnosu na eksperimentalne i one dobijene bez podmodela. Na istoj slici su prikazani i rezultati dobijeni za veličinu konačnih elemenata 0.3 mm za oba metala šava; vidi se da bez uzimanja u obzir odgovarajuće veličine KE (i pored svih drugih osobina materijala: stvarne krive, početne poroznosti, itd.) dolazi do znatnog odstupanja u odnosu na eksperimentalno dobijene rezultate.



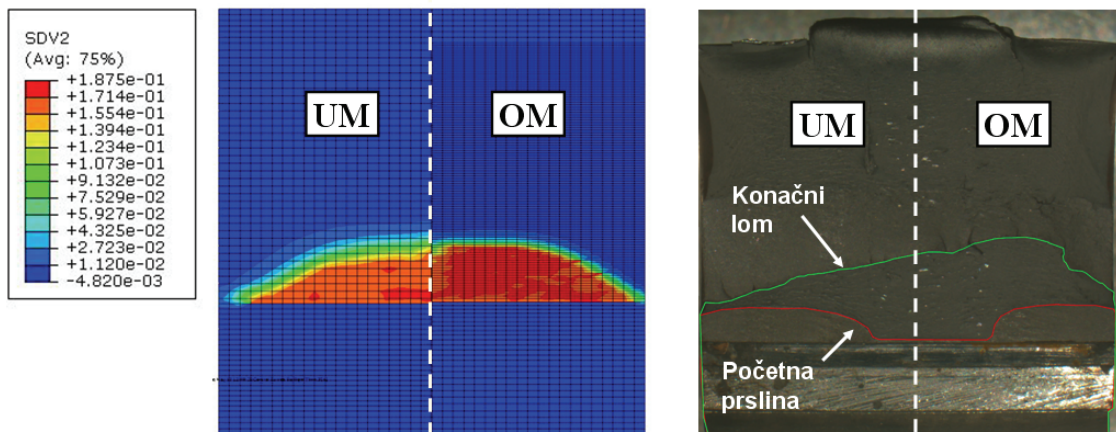
Slika 7.49 Uticaj veličine KE na vrednosti $CTOD_i$ – TT DM spoj

Krive F -CTOD dobijene eksperimentalni i korišćenjem lokalnog pristupa su prikazane na slici 7.50. Postoje dve krive za svaki od metala šava (označene sa OM i UM), jer su vrednosti CTOD određene sa obe strane epruvete, tj. u oba metala šava. Vidi se da razlika u ponašanju može biti procenjena primenom CGM.

Raspodela zapreminskog udela šupljina f je prikazana na slici 7.51, uz fotografiju prelomne površine epruvete. Crvena boja na numeričkom modelu označava oblast sa velikim vrednostima f u elementima koji su već izgubili nosivost zbog spajanja šupljina, dok su na fotografiji prelomne površine označeni početni front prsline i konačni front nakon njenog rasta mehanizmom žilavog loma. Primenom CGM se može predvideti razlika u rastu prsline u dva ispitivana materijala (metala šava); i eksperimentalno i primenom CGM je dobijena manja otpornost prema lomu OM u odnosu na UM metal šava.

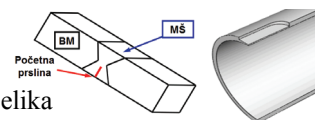


Slika 7.50 F -CTOD krive dobijene eksperimentalno i primenom CGM, veličina KE 0.15x0.15 mm – TT DM spoj



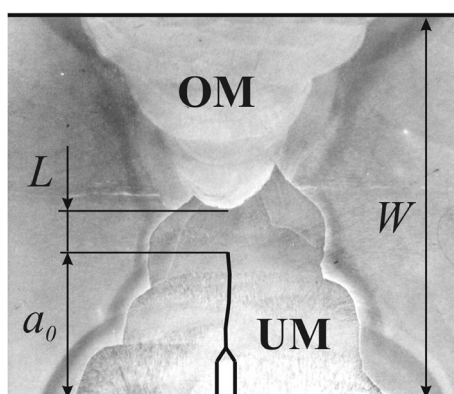
Slika 7.51 Raspodela f u ravni simetrije – TT DM spoj

Na osnovu prikazanih rezultata, primenom CGM je moguće predvideti početak rasta prsline mehanizmom žilavog loma u ispitivanim DM spojevima. Takođe, uticaj različitih osobina metala šava (OM i UM) duž fronta prsline se može opisati na odgovarajući način korišćenjem KE čije dimenzije su određene ispitivanjem dva ispitivana metala šava. Na ovaj način, prenošenjem parametara između dve ispitivane geometrije je dobijen opis nastanka žilavog loma koji je u skladu sa realnim ponašanjem spoja.



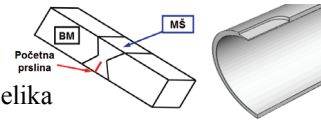
7.3.2 Zavareni spojevi sa prslinom u jednom od dva metala šava

Kao i za ostale spojeve, u slučaju ODM i UDM spojeva (sl. 7.52) ispitivane su SENB epruvete. Dimenzije epruveta su bile 25x25x125 mm, sa rastojanjem između oslonaca 100 mm.

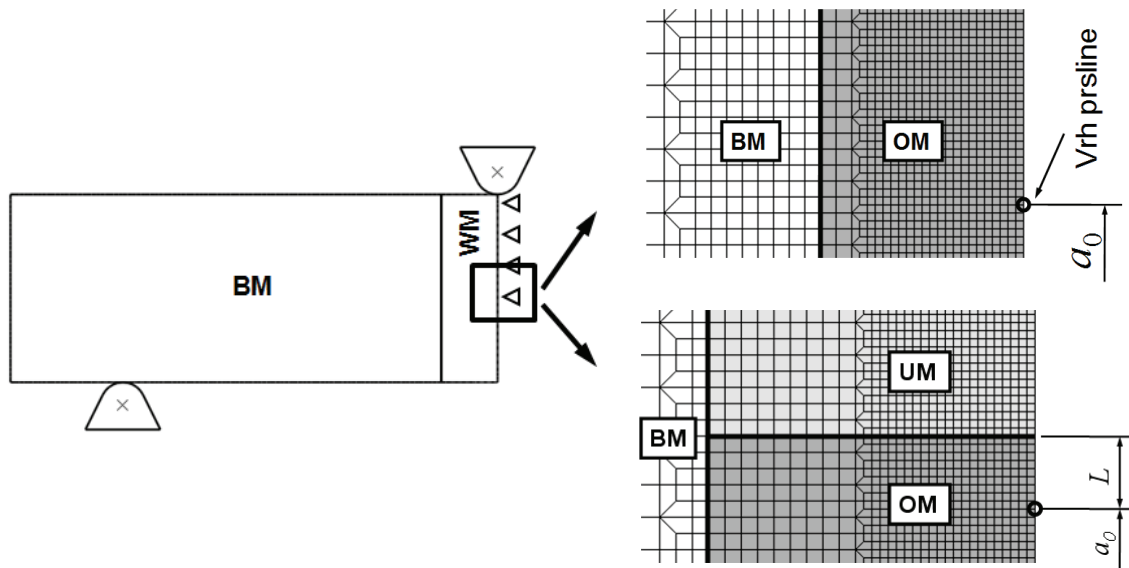


Slika 7.52 DM zavareni spoj sa prslinom u UM metalu šava - UDM spoj [7.28]

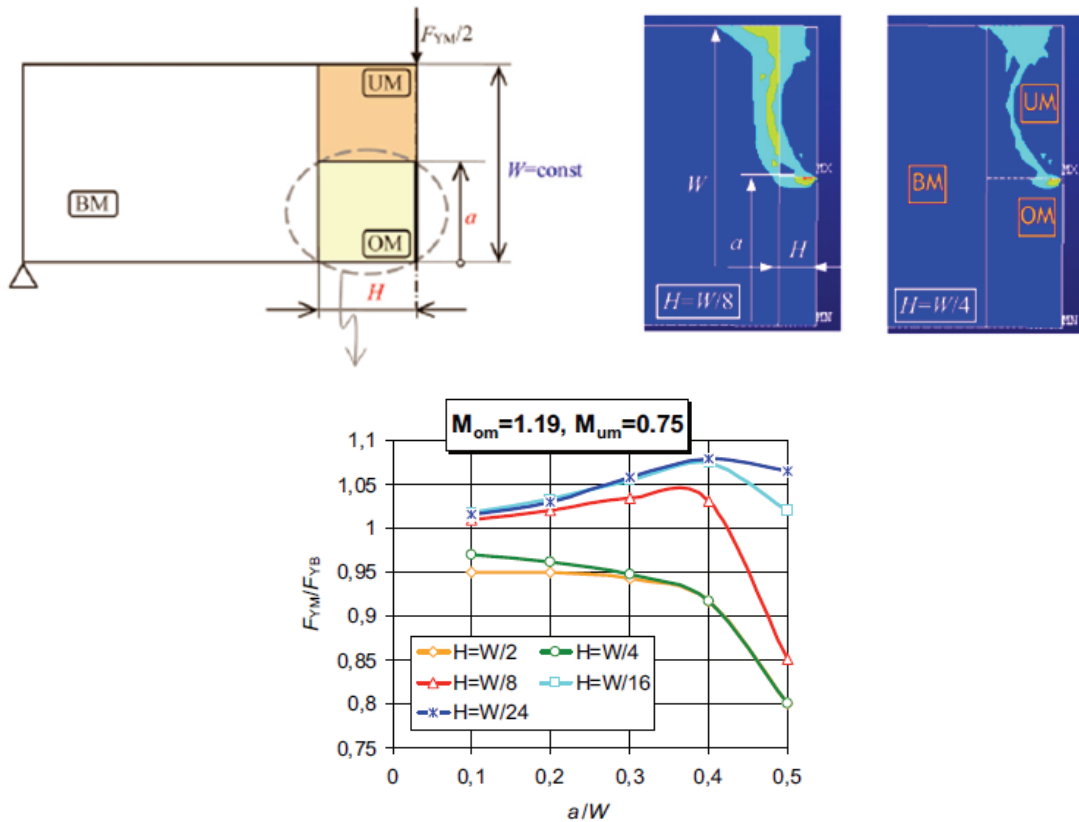
U pogl. 7.2 je prikazana analiza uticaja ograničenog deformisanja na lom spojeva sa jednim metalom šava, gde je proučavan uticaj širine spoja na otpornost prema lomu. Dodirna površina između metala šava i osnovnog metala u tim spojevima je gotovo paralelna sa pravcem prsline. Međutim, pored toga u DM spojevima postoji i uticaj dodirne površine ispred vrha prsline, tj. između dva metala šava. U nastavku će biti određen uticaj udaljenosti vrha prsline od dodirne površine, variranjem dužine početne prsline. Epruvete su modelirane u uslovima ravnog stanja deformacije; delovi mreže oko vrha prsline su prikazani na slici 7.53. Zbog poređenja je rađena i analiza uticaja dužine početne prsline u spoju sa jednim metalom šava. Širina spoja je bila 6 mm za OM, odnosno 10 mm za DM spoj. U DM spoju, prslina je normalna na dodirnu površinu između dva metala šava.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

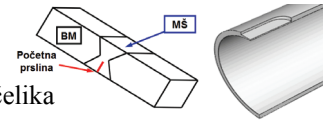


Slika 7.53 Model zavarene SENB epruvete i mreže KE za spojeve sa jednim ili dva metala šava



Slika 7.54 Uticaj dužine prsline na granično opterećenje heterogenih zavarenih spojeva [7.36]

Kada se govori o proceni integriteta zavarenih spojeva, pored loma strukture uzrok otkaza može biti i plastični kolaps ligamenta ispred vrha prsline. Za geometriju DM spojeva, u procedurama za procenu integriteta konstrukcija (poput SINTAP/FITNET

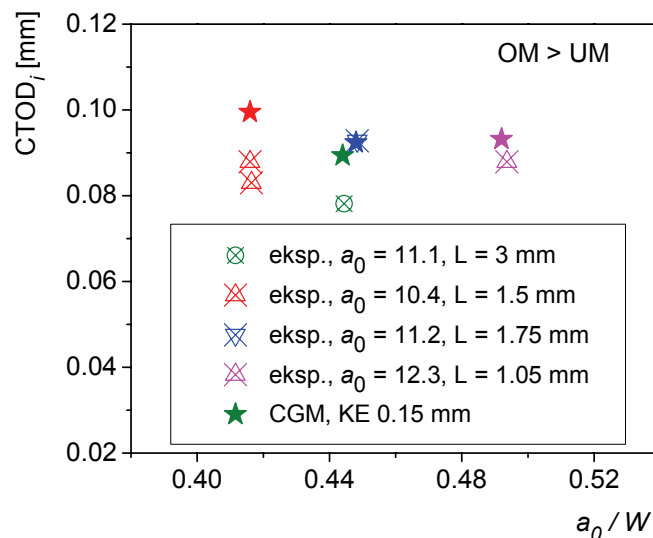


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

procedure) ne postoje standardna rešenja za analitičko-empirijsko određivanje. Doprinos analizi ovih geometrija je dat u [7.36], gde je razmatran uticaj dužine prsline na dostizanje graničnog plastičnog opterećenja (*plastic limit load*), slika 7.54.

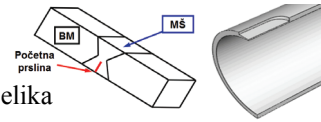
Korišćena je metoda konačnih elemenata, pri čemu je kao uslov dostizanja graničnog opterećenja korišćen razvoj plastične deformacije u celom ligamentu ispred vrha prsline. Spojevi su modelirani na pojednostavljen način, kao i u ovoj disertaciji, bez uzimanja u obzir ivica X spoja pod uglom od 10° . Na slici 7.54 su prikazani rezultati dobijeni u [7.36] variranjem dužine prsline za nekoliko širina zavarenog spoja.

Poređenje eksperimentalnih vrednosti $CTOD_i$ i onih dobijenih u ovom radu primenom CGM za ispitivane epruvete je dato na slici 7.55. Vidi se da, kao u slučaju OM spojeva, lokalni pristup daje rezultate koji odgovaraju eksperimentalnim podacima. Imajući u vidu da su epruvete imale različite dužine početne prsline (vrednosti odnosa a_0/W su bile u rasponu 0.42-0.5), rezultati su prikazani u zavisnosti od a_0/W .

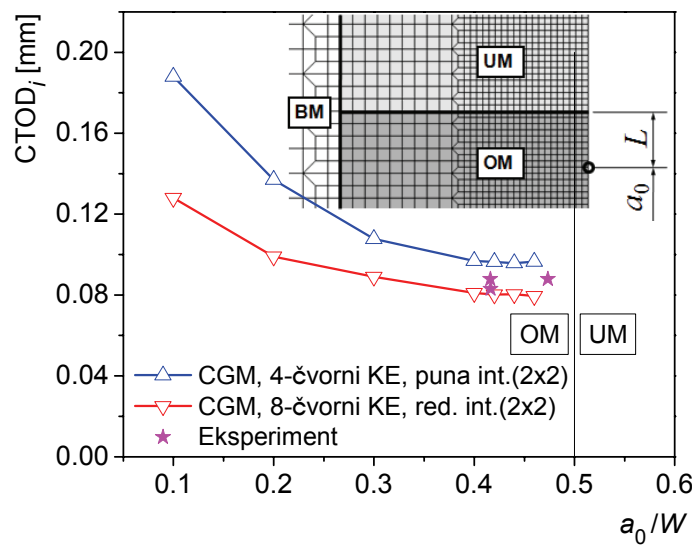


Slika 7.55 Poređenje vrednosti $CTOD_i$ za ODM spojeve dobijenih eksperimentalno i primenom CGM

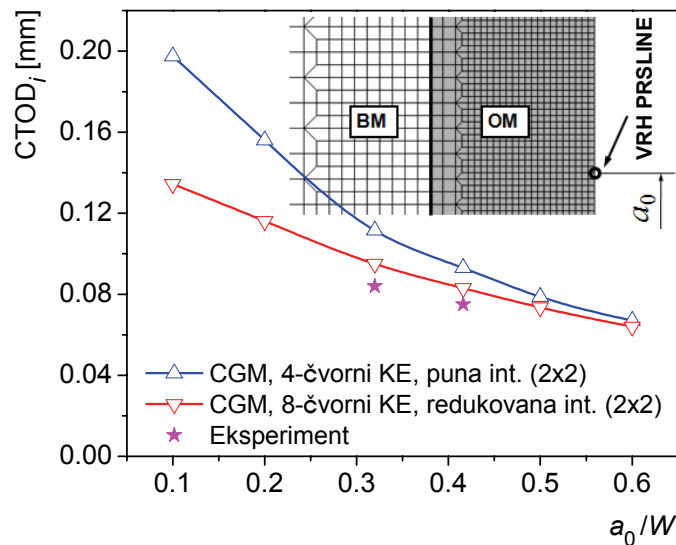
Uticaj dužine početne prsline na početak rasta prsline je prikazan na slici 7.56. Korišćene su dve formulacije konačnih elemenata, pri čemu 4-čvorni elementi daju veće vrednosti u poređenju sa 8-čvornim za isti broj integracionih tačaka. Ovakvo ponašanje je naročito izraženo za male dužine prsline.



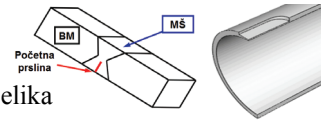
Opadanje vrednosti $CTOD_i$ sa povećavanjem dužine prsline, tj. odnosa a_0/W (W je širina SENB epruvete) je dobijen za oba tipa epruveta; rezultati za OM spoj su prikazani na slici 7.57. Za ODM spojeve, ovo opadanje je usporeno u blizini dodirne površine dva metala šava, što se vidi na slici 7.56 - približno konstantne vrednosti $CTOD_i$ se dobijaju u rasponu $0.4 < a_0/W < 0.5$. Poređenje sa eksperimentalnim podacima na istoj slici je dato za nekoliko ispitanih konfiguracija, kod kojih je slično i rastojanje od vrha prsline i dodirne površine. Za razliku od ovog trenda, na slici 7.56 za OM spojeve se ne dobija deo dijagrama sa približno konstantnim vrednostima $CTOD_i$.



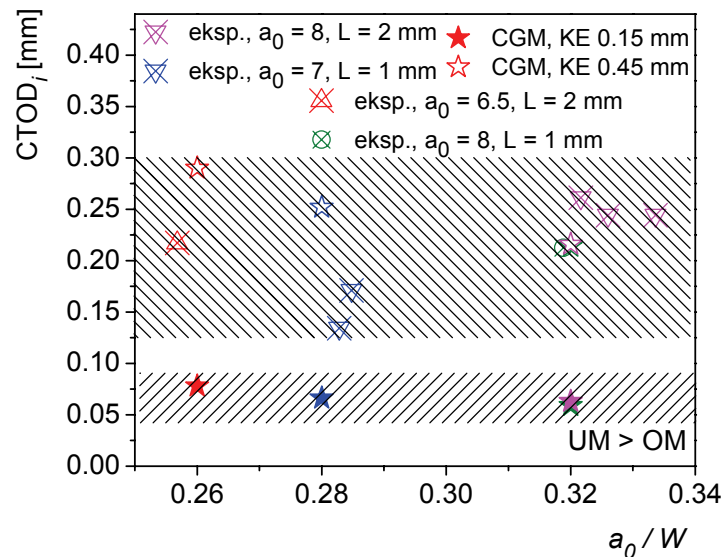
Slika 7.56 Zavisnost $CTOD_i$ od dužine početne prsline - ODM spoj



Slika 7.57 Zavisnost $CTOD_i$ od dužine početne prsline - OM spoj

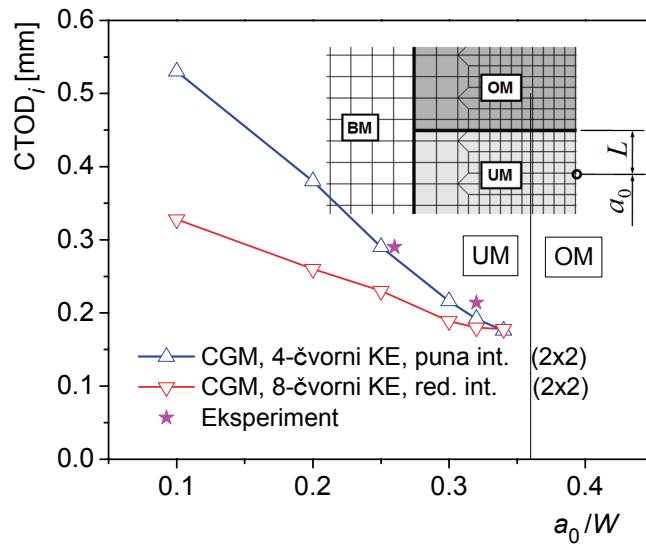
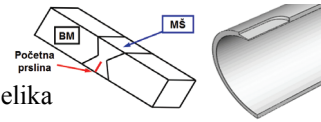


Osim zavarenih SENB epruveta sa dva metala šava i početnom prslinom u OM metalu šava, ispitivane su i epruvete kod kojih je početna prslina bila u UM. U pogl. 7.2 je pokazano da veličina konačnog elementa ispred vrha prsline za ovaj materijal mora biti veća od srednjeg slobodnog puta između nemetalnih uključaka λ . Na primeru UDM spoja, potvrda ovog zaključka je prikazana na slici 7.56; date su vrednosti CTOD koje odgovaraju početku rasta prsline za veličine konačnog elementa 0.15 mm (koja odgovara srednjem slobodnom putu λ) i 0.45 mm. Vidi se da primena manjih konačnih elemenata rezultira znatno manjim vrednostima $CTOD_i$ u odnosu na ekperimentalno određene.



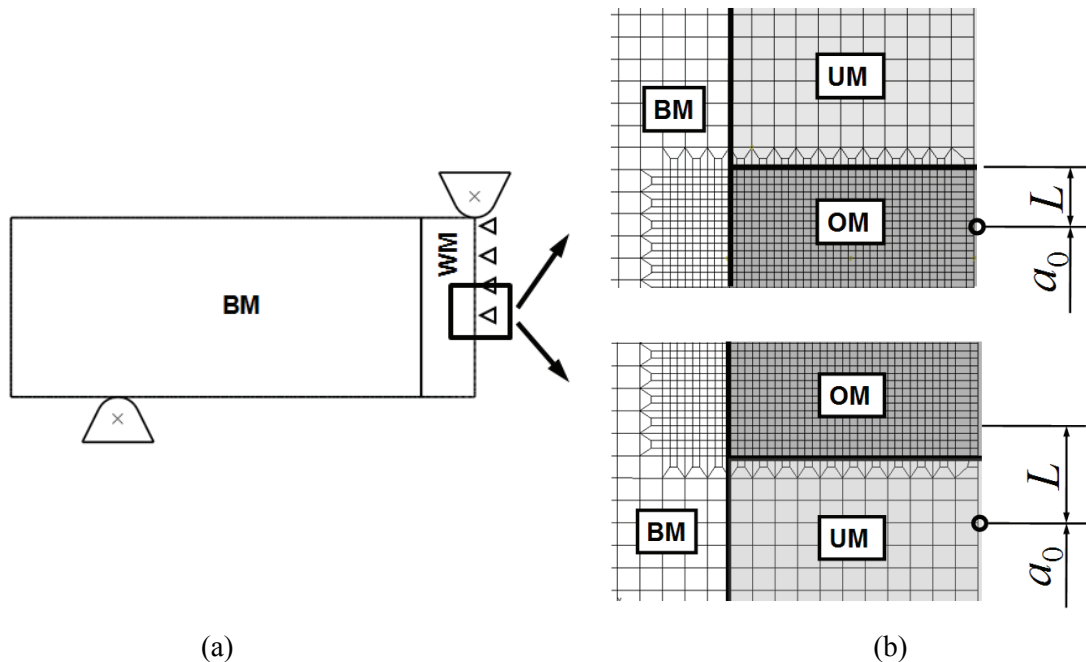
Slika 7.58 Poređenje vrednosti $CTOD_i$ za ODM spojeve dobijenih ekperimentalno i primenom CGM

Opadanje vrednosti $CTOD_i$ sa povećavanjem dužine prsline, tj. odnosa a_0/W za UDM spoj je prikazano na slici 7.59. Poređenje sa ekperimentalnim podacima na istoj slici je dato za dve ispitivane konfiguracije, kod kojih je slično i rastojanje od vrha prsline i dodirne površine. Kao i kod ODM spojeva, opadanje vrednosti $CTOD_i$ “usporava“ u blizini dodirne površine dva metala šava.

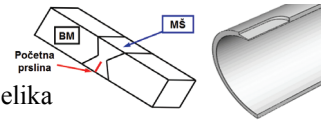


Slika 7.59 Zavisnost CTOD_i od dužine početne prsline - UDM spoj

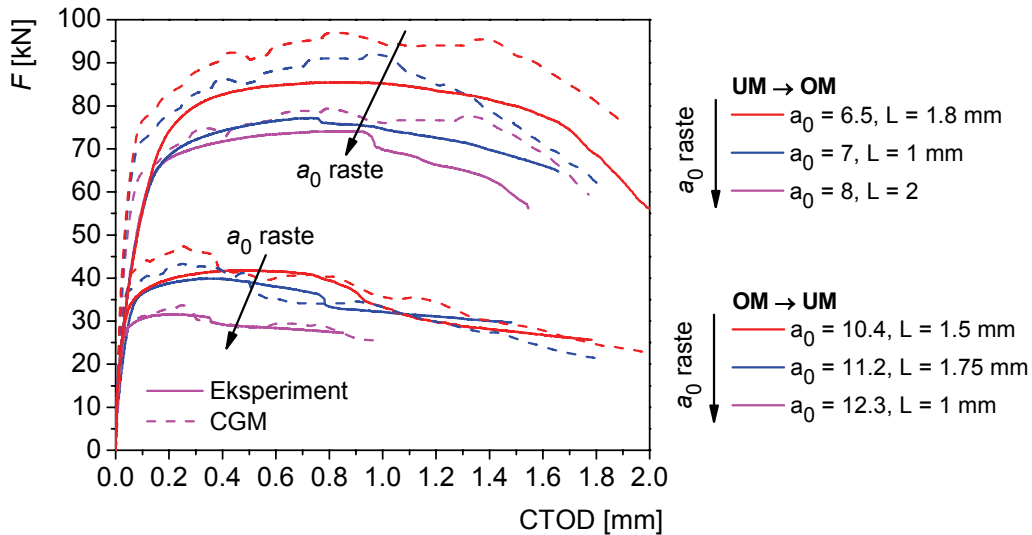
U analizi stabilnog rasta prsline mehanizmom žilavog loma, formirane su mreže KE sa različitim dimenzijama elemenata u OM i UM metalu šava, slika 7.60. Imajući u vidu da je u pogl. 7.2 dobijena velika razlika u veličini elementa za OM i UM metal šava, u oblasti na granici ovih materijala je primenjena tehnika profinjavanja mreže KE prikazana u pogl. 5.4.1.



Slika 7.60 Model zavarene SENB epruvete (a) i mreže KE korišćene za modeliranje rasta prsline u ODM i UDM spojevima (b)

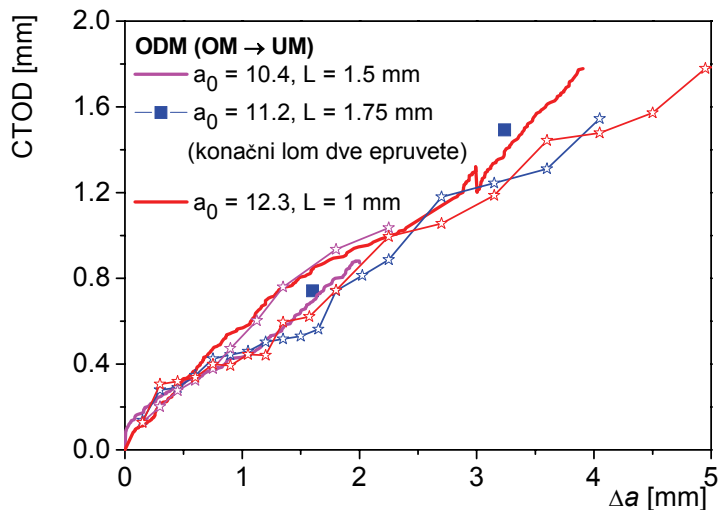
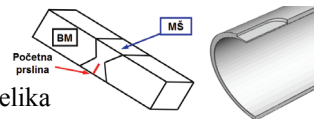


Krive F -CTOD za ODM i UDM spojeve prikazane su na slici 7.61. Vidi se da postoji velika razlika u nosivosti dve grupe spojeva, izazvana razlikama u osobinama materijala i geometriji (položaju prsline u jednom od dva metala šava, kao i dužini prsline). Primenom CGM su predviđene ove razlike, s tim što su za UDM spojeve dobijene veće vredosti sile u poređenju sa eksperimentalnim rezultatima.

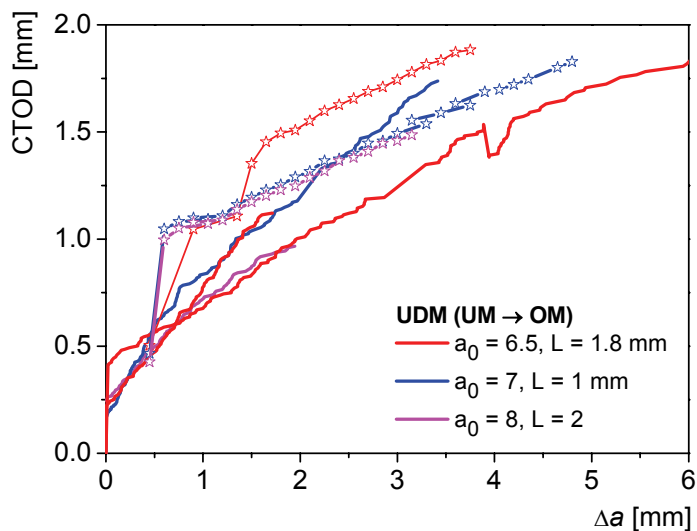


Slika 7.61 F -CTOD krive za ODM i UDM spojeve dobijene eksperimentalno i primenom CGM

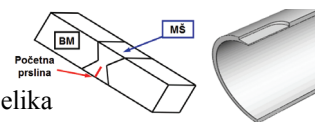
Na slikama 7.62 i 7.63 prikazane su krive otpornosti prema lomu za dve grupe spojeva. Kod ODM spojeva se vidi da nema veće zavisnosti od geometrije, tj. slične krive CTOD- Δa su dobijene za sve epruvete, slika 7.62. Takođe, primenom CGM su dobijeni rezultati koji u velikoj meri odgovaraju eksperimentalno određenim. Kod epruvete sa početnom prslinom dužine 11.2 mm i udaljenošću vrha te prsline od dodirne površine između dva metala šava 1.75 (plava boja na sl. 7.62), eksperimentalno je određen samo trenutak konačnog loma za dve epruvete. Vidi se da tačke koje označavaju lom ove dve epruvete leže blizu krive otpornosti prema lomu predviđene primenom CGM. Kod krivih otpornosti prema lomu za UDM spojeve (sl. 7.63), dobijene su veće razlike između epruveta, a primenom CGM je predviđena nešto veća otpornost prema lomu u odnosu na eksperimentalne rezultate.



Slika 7.62 Krive otpornosti prema lomu za ODM spojeve



Slika 7.63 Krive otpornosti prema lomu za UDM spojeve



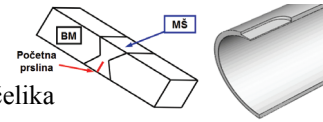
8. Procena integriteta cevi sa simuliranim lokalnim korozionim oštećenjem

8.1 Uvod

U drugom delu istraživanja u okviru ove disertacije, primenom lokalnog pristupa je ispitivan integritet zaštitne šavne cevi za naftnu bušotinu, izrađene od čelika API J55 postupkom visokofrekventnog kontaktnog zavarivanja. Uticaj oštećenja usled korozije (simuliranih mašinskom obradom) je analiziran primenom lokalnog pristupa (CGM, kao i u slučaju zavarenih spojeva u pogl. 7) na segment cevi pod dejstvom unutrašnjeg pritiska. Posuda pod pritiskom izrađena od cevi na kojoj su mašinskom obradom simulirana koroziona oštećenja je eksperimentalno ispitivana u okviru disertacije [8.1].

Zaštitne zavarene cevi koje se koriste za zacevljenje naftnih bušotina su tokom eksploatacije izložene delovanju korozione sredine i povišenih temperatura. Ove cevi mogu biti opterećene unutrašnjim i spoljašnjim pritiskom, kao i aksijalnim silama (npr. zbog težine konstrukcije). Stoga, one su veoma podložne degradaciji materijala, kojoj često prethode greške u projektovanju, proizvodnji, montaži i eksploataciji. Najčešći uzroci njihovog otkaza su korozija na unutrašnjoj i/ili spoljašnjoj površini, nedovoljna otpornost materijala na nastanak/rast prslina i nezadovoljavajući kvalitet zavarenog spoja. Sve navedene greške bi trebalo proveravati u određenim intervalima, da bi se dobila realna slika o mogućem razvoju oštećenja i omogućilo efikasnije planiranje održavanja, ali i smanjili ukupni troškovi rada postrojenja. Kod ovih struktura, često dolazi do opadanja nosivosti izazvanog korozionim oštećenjima; ova pojava može ugroziti siguran rad i čak dovesti do katastrofalnih otkaza.

Pouzdanost opreme u naftnim i gasnim bušotinama je veoma važna zbog neprekidne eksploatacije, ali takođe i zbog zaštitne životne sredine. U proteklom periodu razvijeno

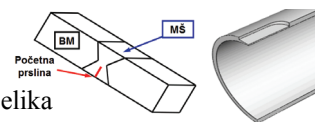


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

je nekoliko procedura i preporuka za procenu preostale čvrstoće korozijom oštećenih cevi, a veliki broj istraživanja bavio se upravo ovom temom [8.2-8.10]. Razvijene procedure omogućavaju određivanje maksimalnog pritiska oštećenih cevi u projektovanim eksploatacionim uslovima (pre svega se misli na radni pritisak).

ASME B31G kriterijum [8.2] podrazumeva da oštećeni deo cevi treba da izdrži unutrašnji pritisak pri kome je obimni napon u neoštećenoj cevi jednak naponu tečenja. Imajući u vidu da je ASME B31G suviše konzervativna procedura, više autora je pokušalo da izmenama poboljša njena predviđanja. Jedna od ovih izmena, koja se u literaturi često naziva modifikovana ASME B31G procedura [8.3, 8.4], podrazumeva izmenjenu aproksimaciju geometrije oštećenja. Det Norske Veritas (DNV) je objavio proceduru [8.5] za procenu integriteta korozijom oštećenih cevi opterećenih unutrašnjim pritiskom, ali i aksijalnim opterećenjem. Choi i saradnici [8.6] su primenom regresione analize rezultata dobijenih eksperimentalnim ispitivanjem i proračunom MKE dobili izraze za izračunavanje maksimalnog pritiska u cevovodima oštećenim korozijom. Adib-Ramezani i sar. [8.7] su primenili modifikaciju SINTAP procedure [8.11] za procenu integriteta konstrukcija u analizi uticaja korozionih oštećenja na nosivost cevi. Ovaj pristup podrazumeva korišćenje tzv. faktora intenziteta napona zareza (notch stress intensity factor). FITNET procedura [8.9], uz module za procenu integriteta struktura sa prslinama, struktura pod dejstvom promenljivog opterećenja i onih izloženih puzanju, sadrži i modul za određivanje maksimalnog pritiska u cevovodu oštećenom korozijom. Takođe, maksimalni pritisak u cevima oštećenim korozijom se može odrediti numeričkom analizom - metodom konačnih elemenata, što će biti prikazano u nastavku.

U eksploataciji, do otkaza takvih struktura (tj. cevi sa površinskim oštećenjima ili lokalno smanjenom debljinom - *local thin areas*) može doći mehanizmom žilavog loma ili plastičnog kolapsa ligamenta. Međutim, praktično sve procedure za procenu njihovog integriteta navedene u prethodnom tekstu se zasnivaju na određivanju plastičnih graničnih opterećenja (*limit load* ili *yield load*), tj. na otpornosti prema plastičnom kolapsu. U ovom radu, cev izložena dejstvu unutrašnjeg pritiska je analizirana primenom metode konačnih elemenata i lokalnog pristupa žilavom lomu (CGM), sa ciljem da se odredi razvoj oštećenja u materijalu, na dnu simuliranog oštećenja, i da se uspostave kriterijumi za određivanje maksimalnog opterećenja kome ispitivana cev može biti izložena.



8.2 Podaci o materijalu i ispitivanje cevi

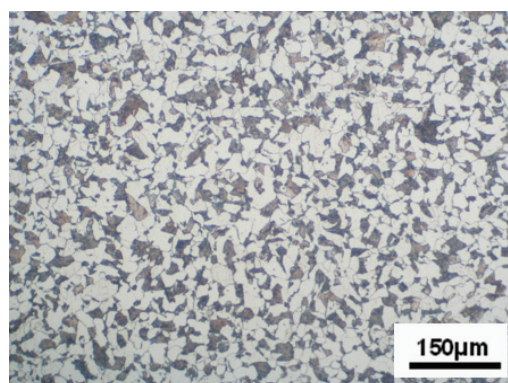
Hemijski sastav čelika API J55, od koga je bila izrađena zaštitna cev, je dat u tabeli 8.1. Metalografska analiza uzoraka isečenih iz cevi pod optičkim mikroskopom je urađena zbog provere orijentisanosti, imajući u vidu proces proizvodnje cevi. Mikrostruktura u uzdužnom i poprečnom preseku (nagrizeno nitalom, 3%) je data na slici 8.1, gde se vidi feritno-perlitna finoizrna i delimično orijentisana struktura. Međutim, ova orijentacija ne izaziva velike razlike u mehaničkim osobinama u dva pravca (obimnom i aksijalnom), kao što je pokazano u [8.12].

Tabela 8.1 Čelik API J55: hemijski sastav [mas. %]

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Al
0.29	0.23	0.96	0.013	0.022	0.1	0.058	0.012	0.003	0.13	0.025



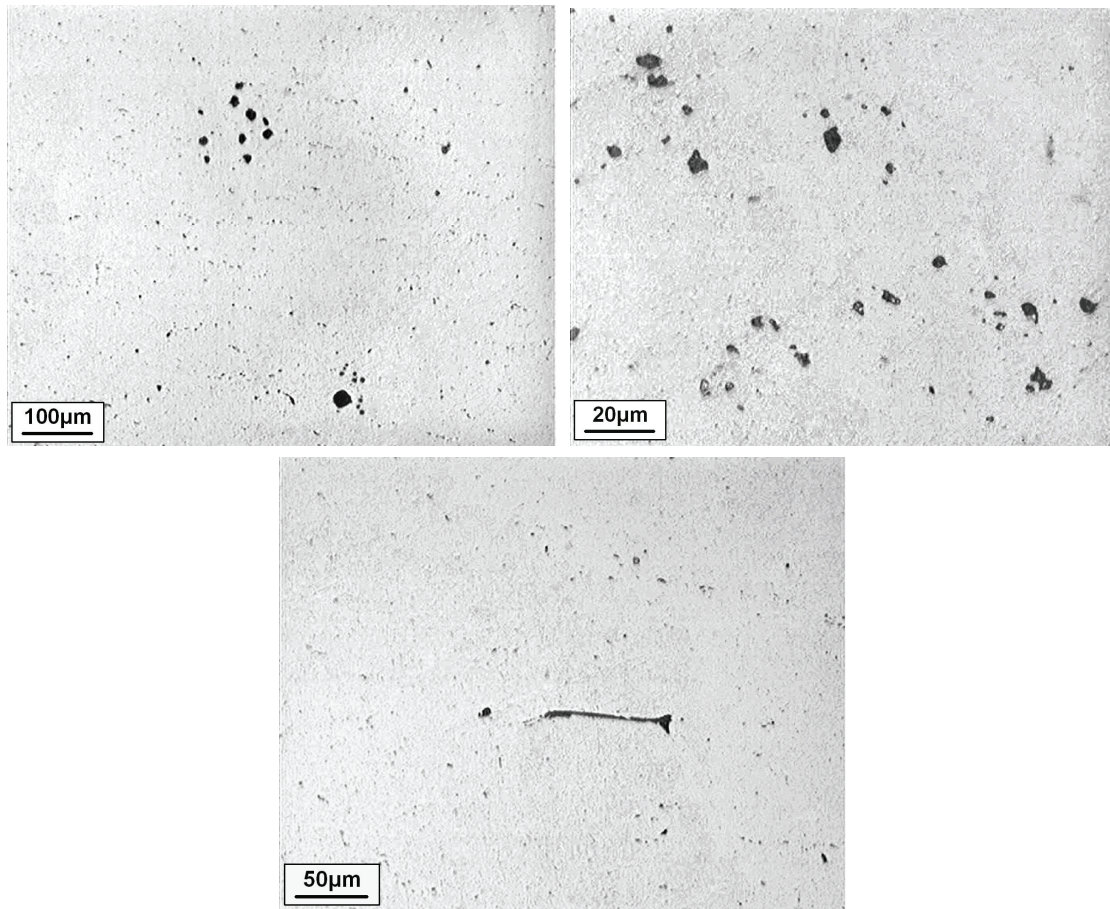
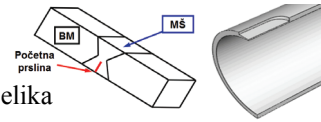
(a)



(b)

Slika 8.1. Čelik API J55: mikrostruktura u uzdužnom (a) i poprečnom preseku (b) – površina nagrizena 3% rastvorom nitala

Mikrostrukturna analiza poliranih uzoraka je otkrila prisustvo oksidnih, silikatnih i kompleksnih oksidnih uključaka. Tri mikrofotografije sa većim grupama uključaka su date na slici 8.2. Mikrostrukturni parametri (f_v - zapreminski udeo nemetalnih uključaka i λ - srednji slobodni put između njih, tabela 8.2) su određene kvantitativnom mikrostrukturnom analizom.

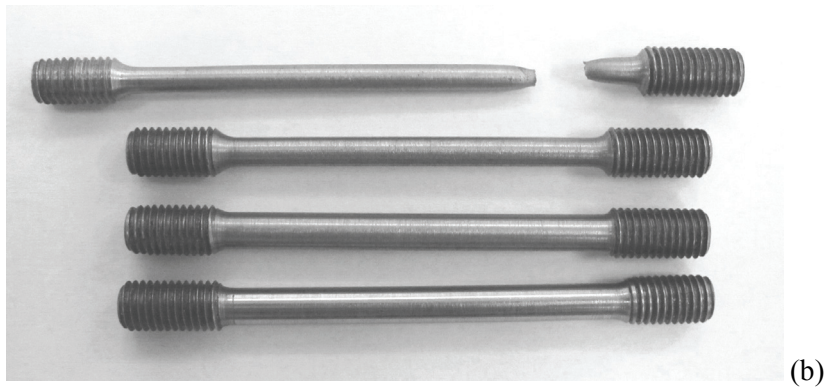
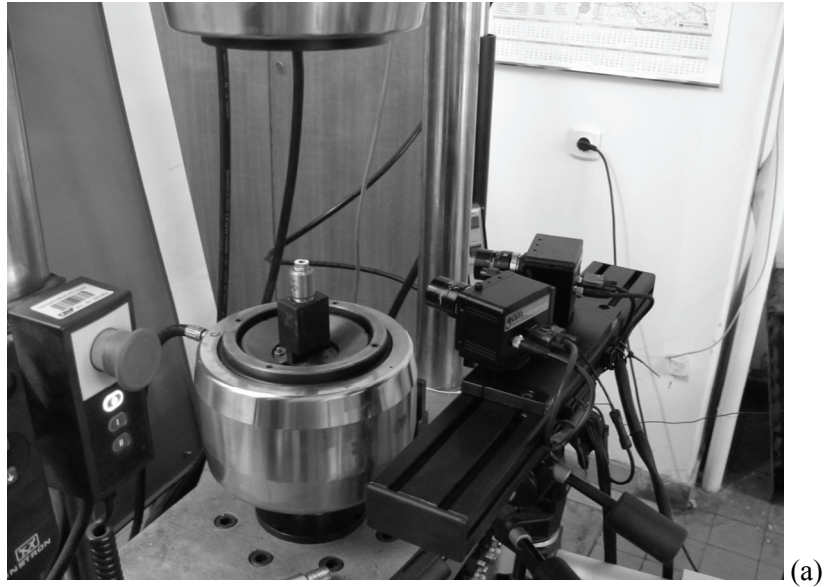
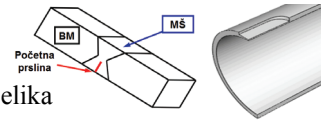


Slika 8.2. Mikrofotografije uključaka u ispitivanom materijalu - polirana površina

Tabela 8.2 Mikrostrukturni parametri

Materijal	f_v	λ [μm]
Čelik API J55	0.027648 (= 2.7648 %)	69.39

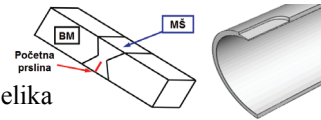
Zatezne osobine su određene ispitivanjem cilindričnih glatkih epruveta (RT), isečenih iz cevi. Mašina za ispitivanje sa stereometrijskim sistemom za merenje deformacija Gom/Aramis [8.13], sa dve kamere, je prikazana na slici 8.3. Jedna polomljena epruveta i tri epruvete pre ispitivanja su prikazane na istoj slici. Mehanizam loma je bio žilav; na polomljenoj epruveti se vidi znatna deformacija u podužnom pravcu, kao i vrat formiran na mestu loma.



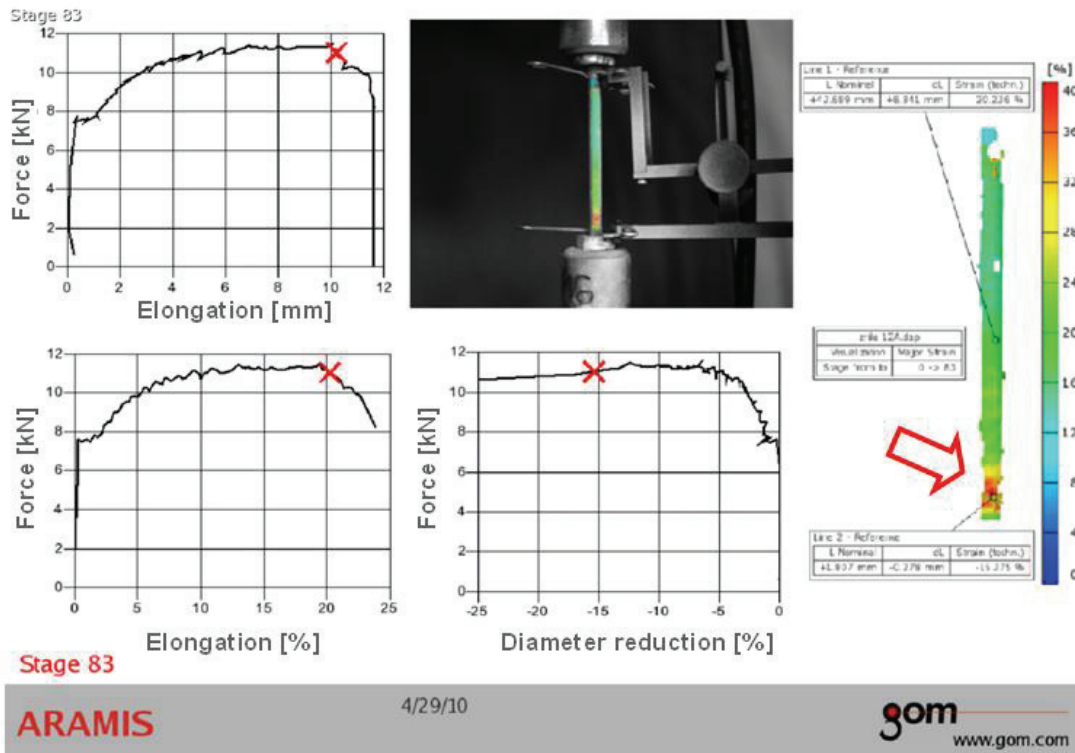
Slika 8.3. Sistem za stereometrijsko merenje deformacija (a) i cilindrične glatke epruvete (b)

Rezultati dobijeni primenom sistema za stereometrijsko merenje deformacija i softvera za obradu podataka pokazuju zavisnost sile od izduženja, uzdužne i radijalne deformacije, slika 8.4. Polje deformacije određeno primenom ovog sistema je dato na desnoj strani iste slike; lokalizacija je vidljiva na donjem kraju epruvete, i odgovara pojavi vrata (označeno strelicom).

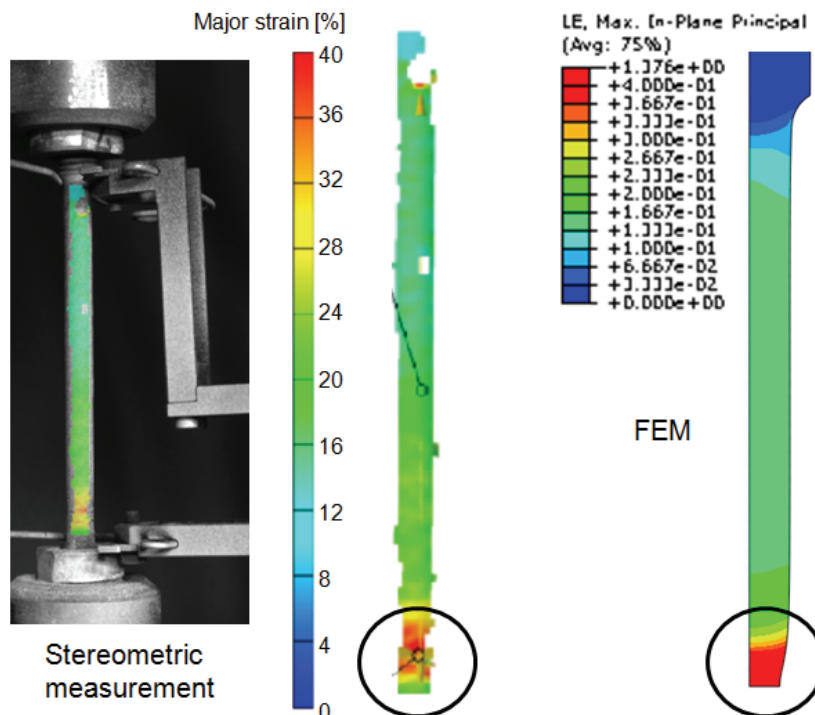
Poređenje deformacija dobijenih stereometrijskim merenjem i metodom konačnih elemenata dato je na slici 8.5. Vidi se da je primenom sistema sa dve kamere moguće na odgovarajući način odrediti trodimenzionalno polje deformacija na celoj površini uzorka, za razliku od npr. mernih traka koje daju vrednosti na jednoj lokaciji na površini uzorka.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

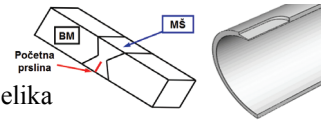


Slika 8.4. Rezultati dobijeni primenom sistema za stereometrijsko merenje deformacija



Slika 8.5 Polje deformacija određeno stereometrijskim merenjem i primenom MKE

Eksperimentalna ispitivanja su sprovedena u okviru disertacije [8.1] na posudi pod pritiskom izrađenoj od zaštitne zavarene cevi. Cev je zatvorena sa obe strane

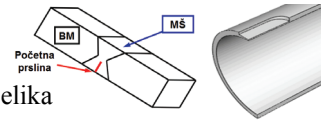


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

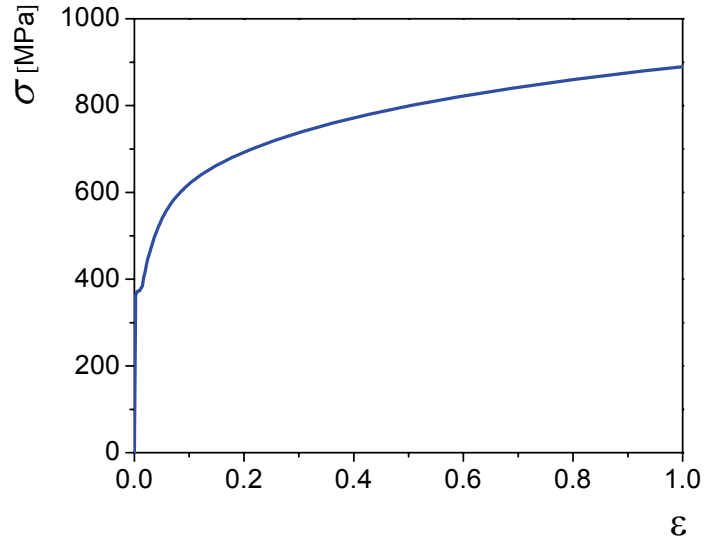
torisferičnim dancima, čime je formirana posuda pod pritiskom za ispitivanje u laboratorijskim uslovima; nominalne dimenzije: prečnik 139.7 mm, debljina zida 6.98 mm. Na spoljašnjoj površini mašinskom obradom su urađeni žlebovi kružnog oblika (u nastavku teksta: oštećenja) različitih dimenzija, u cilju simulacije oštećenja kakva izaziva tačkasta korozija, slika 8.6. Na istoj slici data su dva simulirana oštećenja sa zalepljenim mernim trakama. Variranjem dubine žlebova predstavljeni su različiti nivoi korozionih oštećenja; 25%, 50% i 75% debljine zida cevi (dubina oštećenja a , slika 8.8): $a = 5.25$ mm za 75%, $a = 3.5$ mm za 50% i $a = 1.75$ mm za 25%. Ova oštećenja raspoređena su po obimu cevi u tri preseka i fazno pomerena za 120° . Materijal od koga je visokofrekventnim kontaktnim zavarivanjem izrađena cev je čelik API J55. Granica tečenja je 372 Mpa, zatezna čvrstoća 562 Mpa, a kriva stvarni napon - stvarna deformacija je data na slici 8.7; ostale osobine materijala su date u [8.1, 8.12]. Na cevima iz istog cevovoda je ispitivan i uticaj oštećenja tipa prsline na nosivost, [8.1, 8.14]



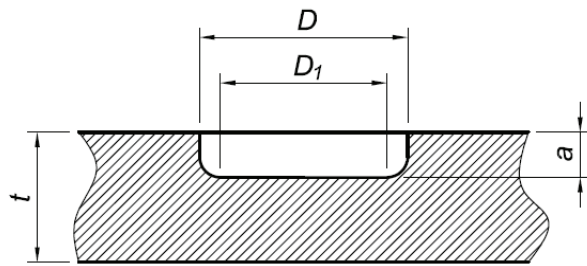
Slika 8.6. Cev pripremljena za ispitivanje pritiskom i simulirana oštećenja sa mernim trakama



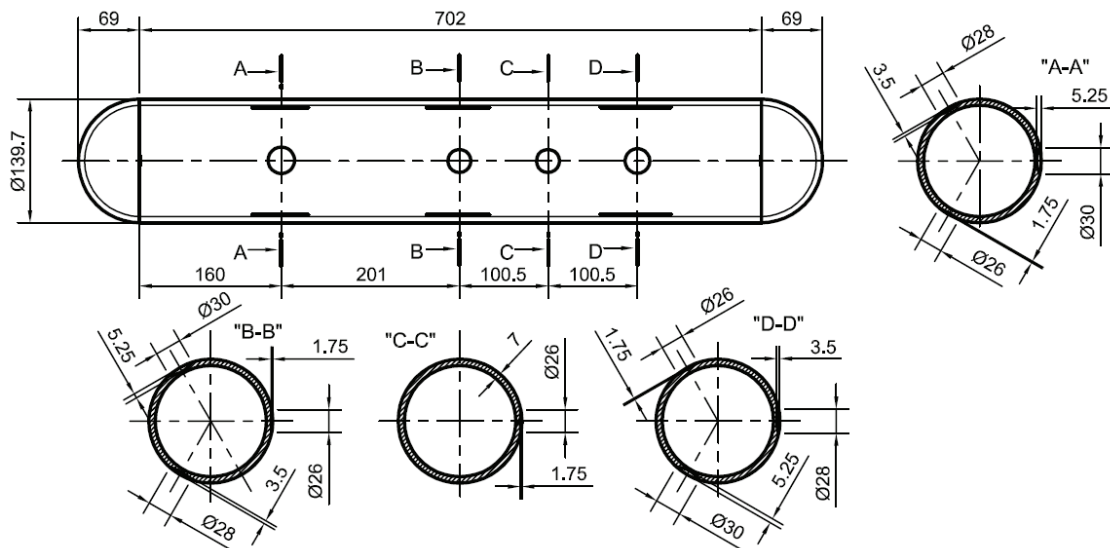
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



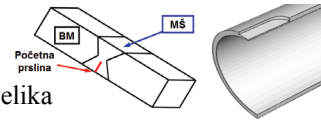
Slika 8.7 Kriva stvarni napon - stvarna deformacija za čelik API J55



Slika 8.8. Dimenzije cevi i simuliranog oštećenja [8.1]

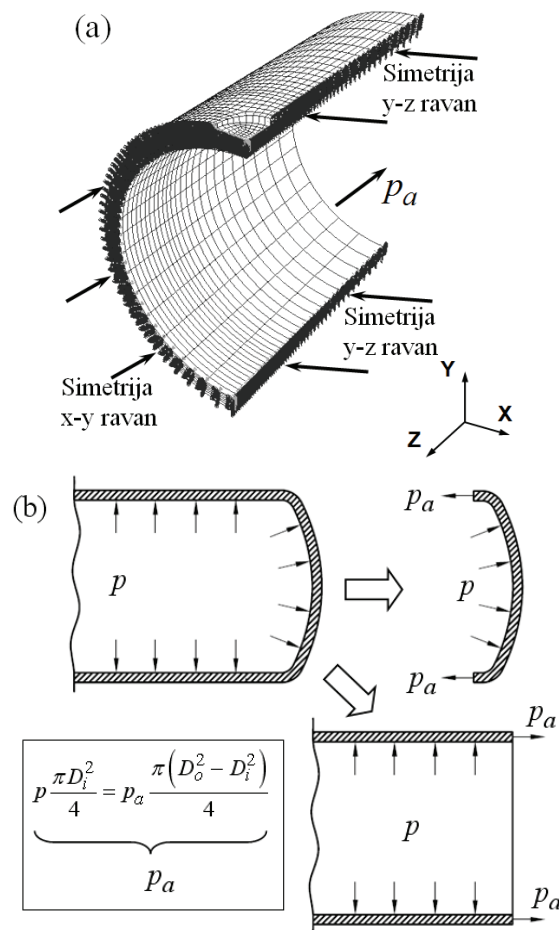


Slika 8.9. Položaj simuliranih oštećenja na cevi [8.1]

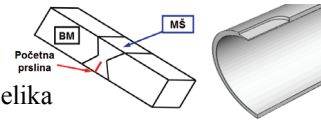


8.3 Modeliranje cevi sa oštećenjima primenom MKE

Proračun primenom MKE je urađen u programskom paketu Abaqus, korišćenjem 20-čvornih izoparametarskih elemenata sa redukovanom integracijom. Imajući u vidu simetriju cevi i oštećenja, modelirana je jedna četvrtina cevi, uz uvođenje odgovarajućih graničnih uslova. Ovi uslovi predstavljaju simetriju u odnosu na odgovarajuće ravni, kao što je šematski prikazano na slici 8.10. Opterećenje je zadato definisanjem pritiska na unutrašnjoj površini, kao i tokom eksperimentalnog ispitivanja. Pored ovog pritiska, na jednom kraju modela je zadato aksijalno opterećenje koje zamenjuje uticaj danca. Kao i u slučaju zavarenih spojeva ispitivanih u pogl. 7, kompletni Gursonov model [1.7] je korišćen za modeliranje ponašanja materijala, [8.15-8.17].



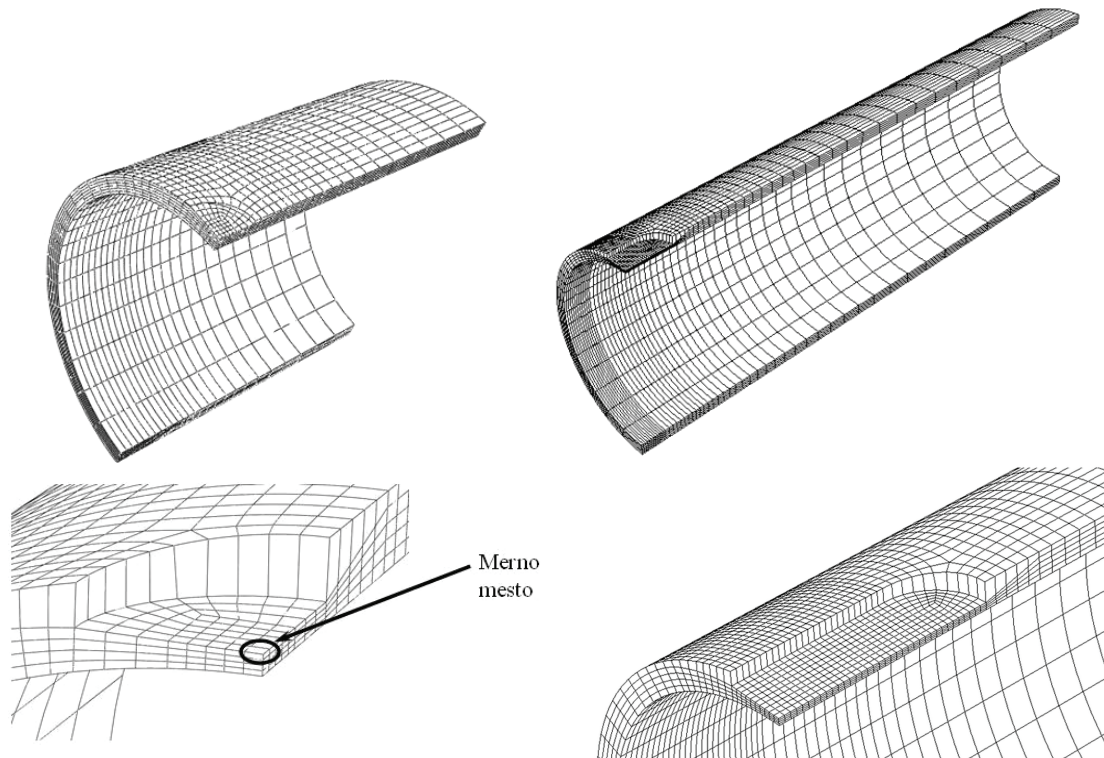
Slika 8.10 Mreža konačnih elemenata sa graničnim uslovima (a) i uzdužno opterećenje p_a , uvedeno da zameni uticaj danca (b)



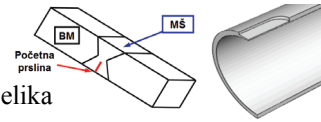
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Mreža konačnih elemenata sa uvećanim delovima oko oštećenja prikazana je na slici 8.11. Prikazani su modeli oštećenja različite dubine i dužine, koji su korišćeni za analizu uticaja geometrije oštećenja na nosivost cevi. Pored kružnih žlebova koji su odgovarali eksperimentalno ispitivanim, razmatrani su i žlebovi veće dužine, jer ova dimenzija oštećenja takođe utiče na nosivost cevi. Cilj je bio da se uspostavi veza između geometrije defekta i nosivosti oštećenog dela cevi. Jedan od modela sa većom dužinom prsline (dubina 75% debljine zida cevi, $L/\sqrt{Rt} = 5$) je prikazan na desnoj strani slike 8.11.

Imajući u vidu da su deformacije u tangencijalnom i aksijalnom pravcu tokom eksperimentalnog ispitivanja cevi merene u sredini svakog oštećenja, u numeričkom proračunu je za prećenje vrednosti deformacija korišćen element najbliži tom mestu (merno mesto na slici 8.11). Rezultati, tj. nivo napona, deformacije ili oštećenja, su praćeni u integracionoj tački najbližoj središtu oštećenja, kao mestu gde se očekuje najizraženija koncentracija navedenih vrednosti.

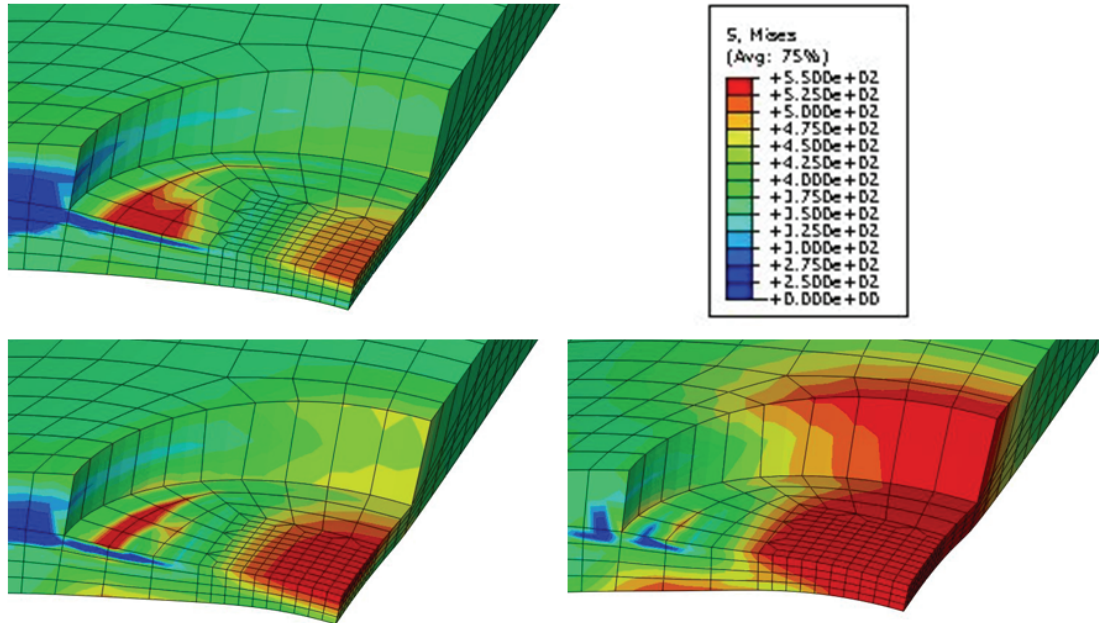


Slika 8.11. Mreže konačnih elemenata



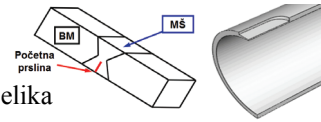
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Raspodela ekvivalentnog von Misesovog napona u blizini oštećenja od 50% debljine zida cevi je prikazana na slici 8.12.

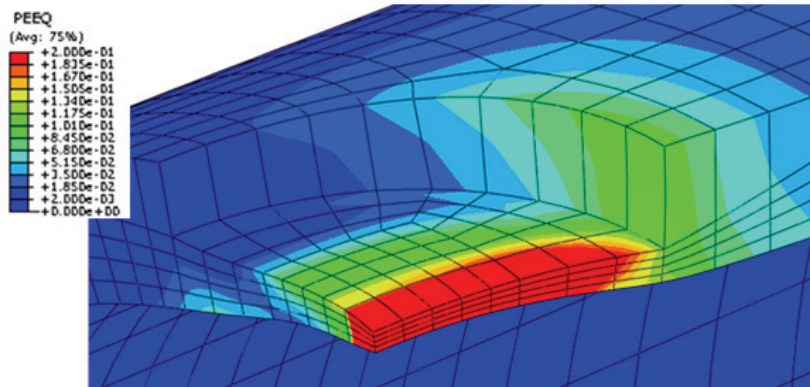


Slika 8.12. Raspodela ekvivalentnog von Misesovog napona u okolini oštećenja 75% debljine zida cevi za vrednost pritiska 30, 34 i 39 bar

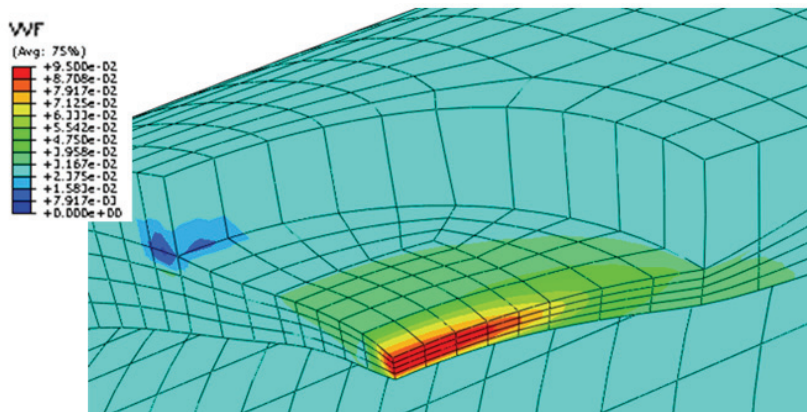
U skladu sa raspodelom napona, odnosno koncentracijom visokih vrednosti na dnu oštećenja, takođe dolazi i do akumulacije plastične deformacije na istom mestu, slika 8.13a. Oblik plastične zone (u uzdužnom pravcu) je izazvan naponskim stanjem u zidu cevi, tj. većim vrednostima obimnog napona u odnosu na uzdužni. Imajući u vidu direktnu zavisnost zapreminskog udela šupljina od plastične deformacije, izraz (4.11), ovaj parametar ima sličnu raspodelu, što je prikazano na slici 8.13b.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika



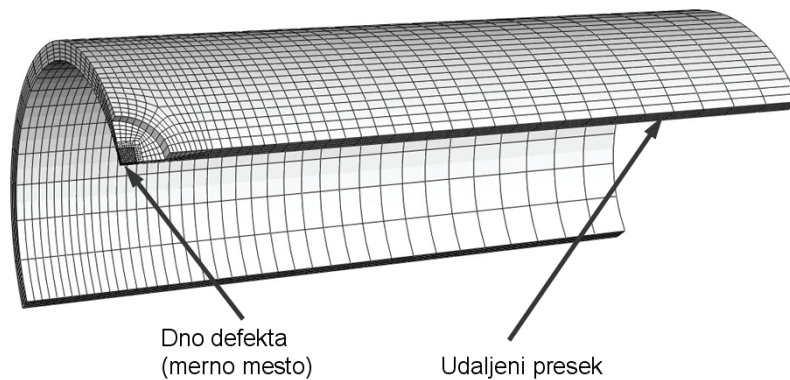
(a)



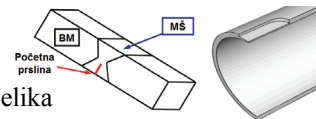
(b)

Slika 8.13. Ekvivalentna plastična deformacija (a) i zapreminski udeo šupljina (parametar oštećenja) (b) u okolini oštećenja 75% debljine zida cevi, u trenutku kada je dostignut mikromehanički kriterijum otkaza

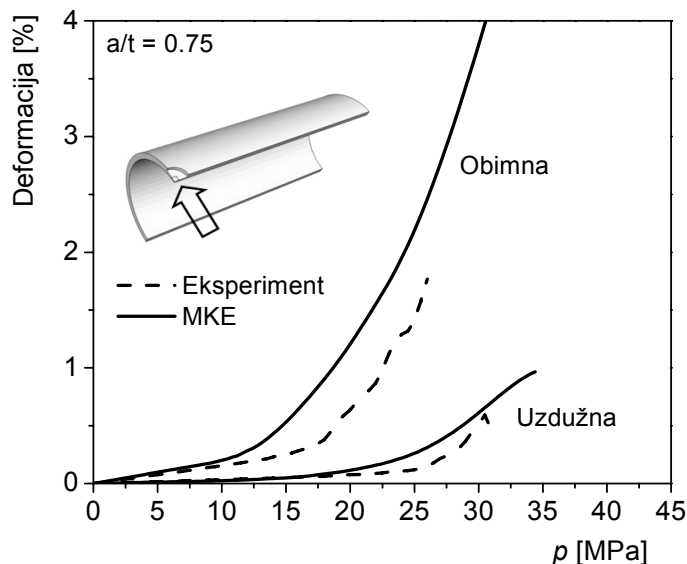
U nastavku je prikazana promena napona i deformacije na dnu defekta (za nekoliko geometrija defekta), kao i u udaljenom preseku, da bi se na odgovarajući način sagledala koncentracija ovih veličina. Na slici 8.14 su prikazana navedena mesta, na primeru oštećenja kružnog oblika.



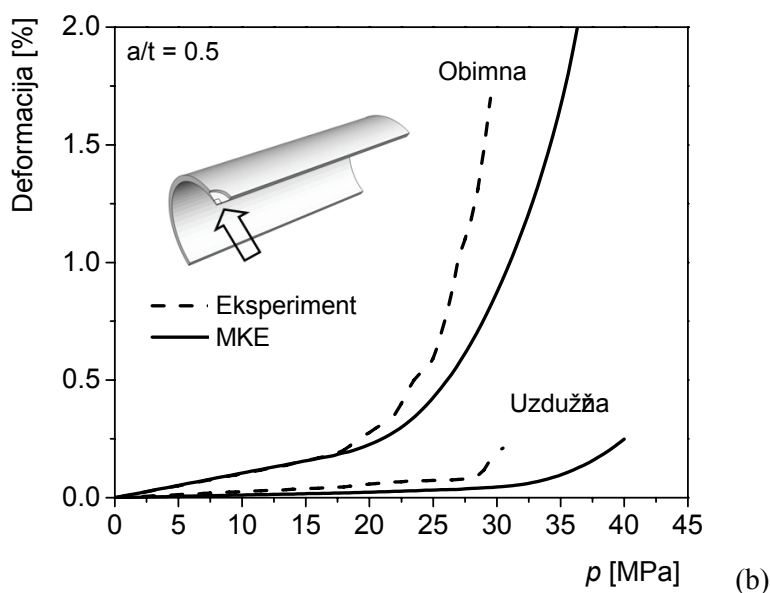
Slika 8.14 Mesta za određivanje vrednosti deformacija



Na slikama 8.15 i 8.16 su prikazane vrednosti za 50% i 75% oštećenja debljine zida cevi određene eksperimentalno i primenom MKE. Dobijene su znatno veće vrednosti deformacije u poprečnom nego u uzdužnom pravcu na mestu oštećenja, a razlika ide čak do 10 puta, što odgovara eksperimentalnim rezultatima.

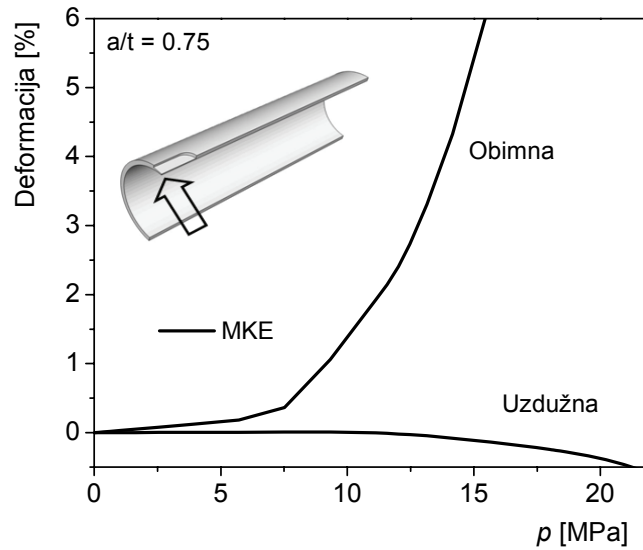
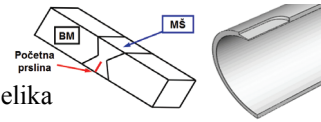


Slika 8.15. Deformacija određena eksperimentalno i primenom MKE za 75% oštećenja

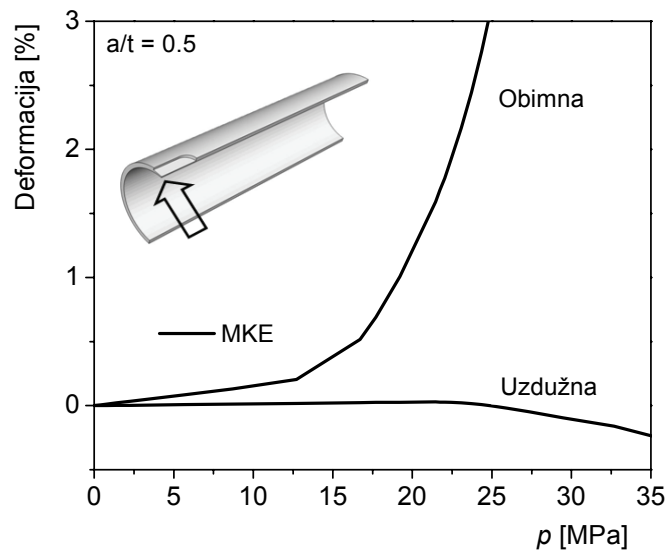


Slika 8.16 Deformacija određena eksperimentalno i primenom MKE za 50% oštećenja

Za oštećenja veće dužine, takođe je dobijena znatno veća vrednost obimne deformacije u odnosu na uzdužnu, slike 8.17 i 8.18. Takođe, na istoj slici vidi se da kod oštećenja veće dužine uzdužne deformacije imaju negativan znak.

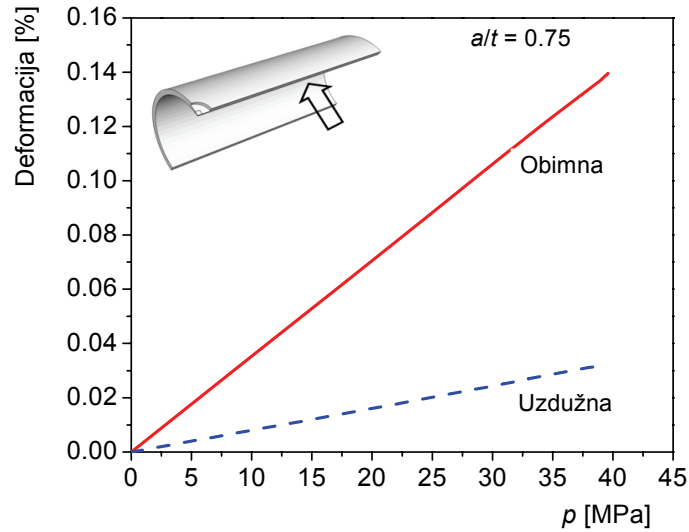
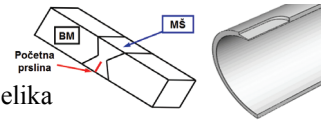


Slika 8.17 Deformacija određena primenom MKE za 50% oštećenja - $L/\sqrt{Rt} = 5$



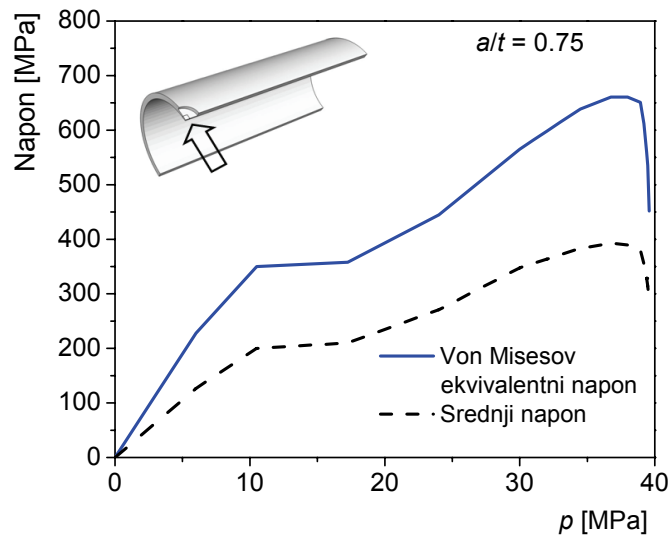
Slika 8.18 Deformacija određena primenom MKE za 75% oštećenja - $L/\sqrt{Rt} = 5$

Na slici 8.19 je prikazana promena obimne i uzdužne deformacije za presek udaljen od oštećenja. Vidi se da su njihove vrednosti znatno manje u odnosu na one dobijene na dnu defekta, a takođe i odnos između obimne i uzdužne deformacije je nešto manji. Dobijeni rezultati se mogu objasniti preko uticaja oštećenja na polja napona i deformacija, tj. veće relativno smanjenje uzdužnog preseka (izloženog obimnom naponu) u poređenju sa poprečnim presekom normalnim na osu cevi i izloženom uzdužnom naponu. Stoga, odnos obimnog i uzdužnog napona je veći nego u geometrijama bez oštećenja.

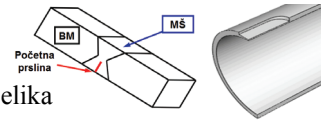


Slika 8.19. Deformacija određena primenom MKE za 75% oštećenja – udaljeni presek

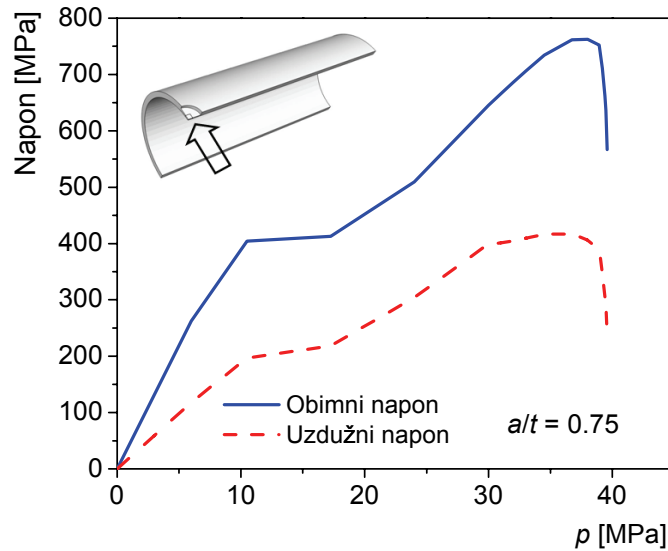
Promena von Misesovog ekvivalentnog napona i srednjeg napona u integracionoj tački koja je najbliža oštećenju data je na slici 8.20, na primeru oštećenja od 75% debljine zida cevi. Oba napona imaju sličan karakter promene sa povećanjem opterećenja; rastu linearno do početka tečenja materijala (do koga dolazi na dnu oštećenja) i zadržavaju približno konstantne vrednosti dok se plastična deformacija širi kroz ligament ka unutrašnjem zidu cevi. Tek nakon što je ceo ligament plastično deformisan, naponi počinju da rastu, što odgovara deformacionom ojačavanju materijala u toj oblasti. Pri vrednosti pritiska od oko 39 bar, naponi dostižu maksimalnu vrednost i počinju naglo da opadaju, tj. materijal počinje da gubi nosivost.



Slika 8.20 Promena vrednosti napona u zavisnosti od pritiska za oštećenje 75% debljine zida cevi

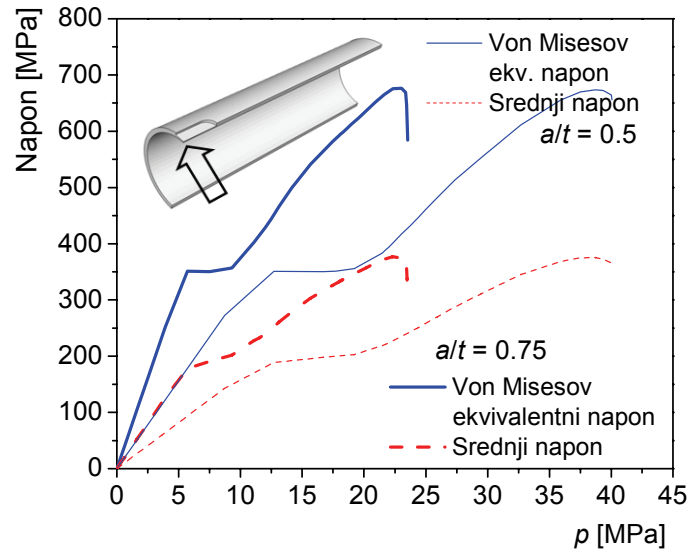
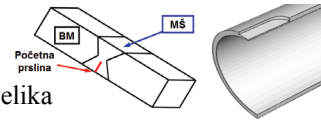


Kada se posmatra obimni i uzdužni napon na mestu oštećenja, može se primetiti slična zavisnost, slika 8.21. Iako su promene ovih veličina nelinearne, vidi se da vrednost obimnog napona ostaje približno dvostruko veća od uzdužnog tokom povećavanja vrednosti opterećenja.

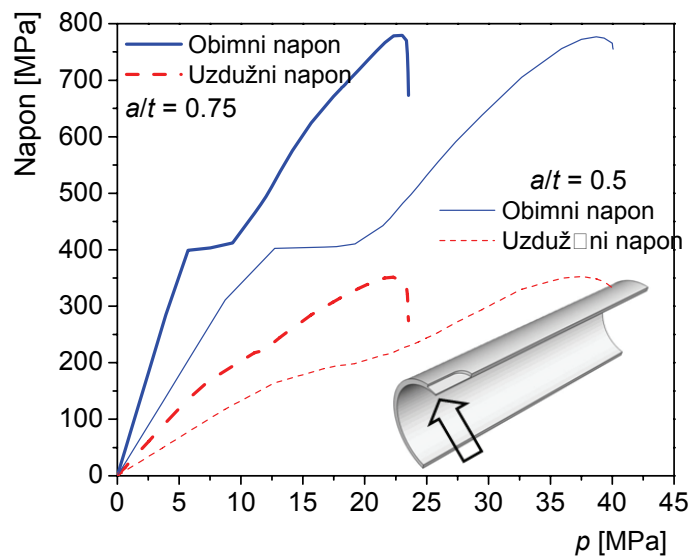


Slika 8.21. Vrednosti obimnog i uzdužnog napona određene primenom MKE za 75% oštećenja – na mestu defekta

Povećavanje dužine oštećenja ne menja karakter zavisnosti napona prikazanih na prethodne dve slike, s tim što je vrednost pritiska pri kojoj se dostiže maksimum znatno manja - oko 23 MPa, slike 8.22 i 8.23. Ovo ukazuje na veliki značaj dužine oštećenja u određivanju uticaja korozionog oštećenja na integritet cevovoda, što će biti razmatrano u nastavku.

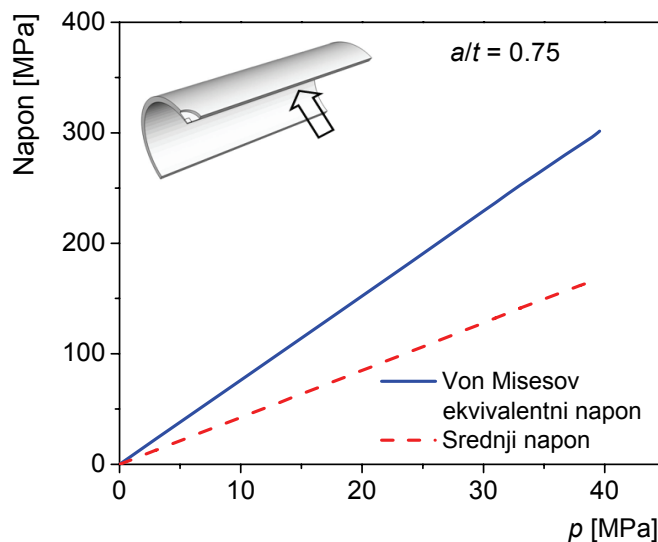
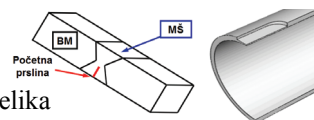


Slika 8.22 Promena vrednosti napona u zavisnosti od pritiska za oštećenje 50 i 75% debljine zida cevi

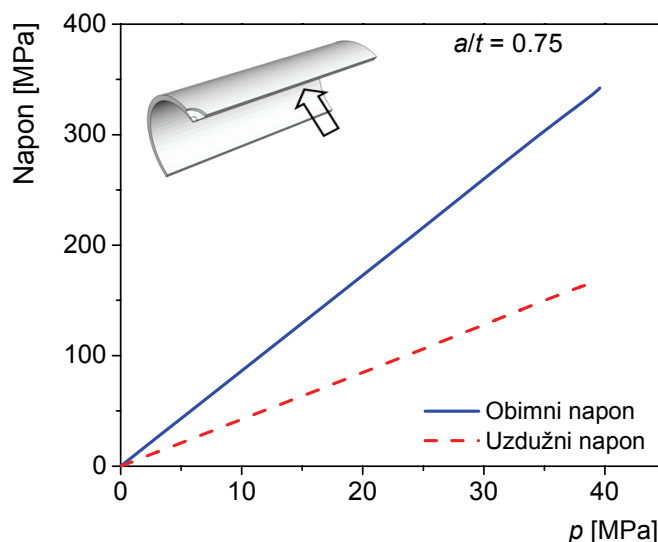


Slika 8.23. Vrednosti obimnog i uzdužnog napona određene primenom MKE za 50 i 75% oštećenja – na mestu defekta

Kao i u slučaju deformacija, promena napona u udaljenom preseku tokom porasta opterećenja je linearna (sl. 8.24 i 8.25), jer u neoštećenom delu cevi znatno kasnije dolazi do tečenja. Naravno, vrednost obimnog napona je dvostruko veća od uzdužnog.

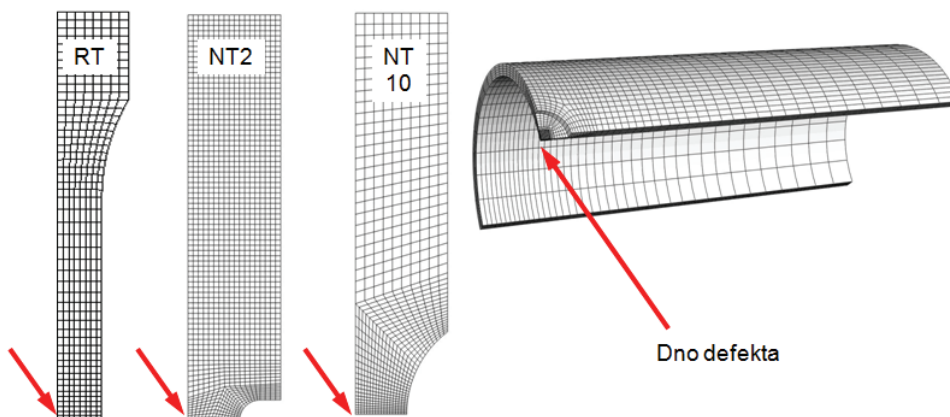
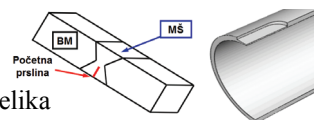


Slika 8.24 Vrednosti napona određene primenom MKE za 75% oštećenja – udaljeni presek

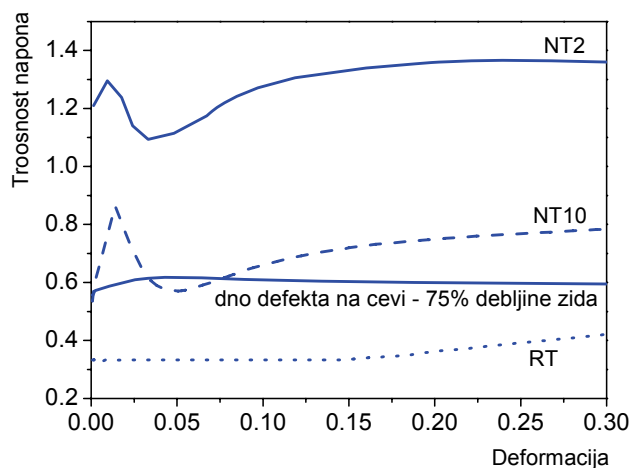


Slika 8.25 Vrednosti obimnog i uzdužnog napona određene primenom MKE za 75% oštećenja – udaljeni presek

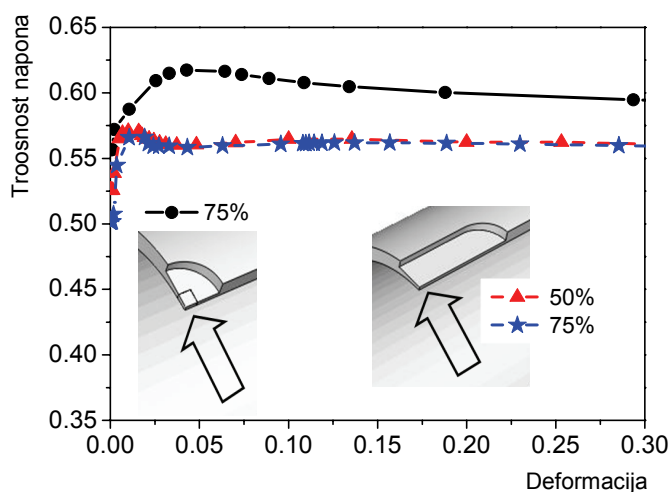
Razvoj troosnosti naponskog stanja razmatranih geometrija, u poređenju sa cilindričnim epruvetama i epruvetama sa žlebom, je dat na slici 8.27; razmatrane mreže KE epruveta i mesta na kojima je određena troosnost su date na slici 8.26. Vidi se da se vrednosti troosnosti nalaze između cilindrične glatke epruvete i epruvete sa žlebom, i to one sa velikim poluprečnikom žleba (10 mm). Troosnost naponskog stanja u epruvetama određena je u sredini svake epruvete, jer upravo na ovom mestu dolazi do nastanka loma u ovakvim geometrijama ukoliko poluprečnik zarezaja nije veoma mali, [1.1].



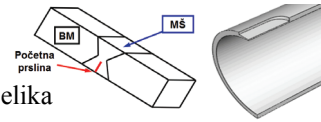
Slika 8.26 Mreže KE geometrija za poređenje vrednosti troosnosti napona



Slika 8.27 Troosnost naponskog stanja na dnu simuliranog oštećenja i u središtu cilindrične glatke epruvete i cilindrične epruvete sa žlebom



Slika 8.28 Troosnost naponskog stanja na dnu simuliranog oštećenja i u središtu cilindrične glatke epruvete i cilindrične epruvete sa žlebom

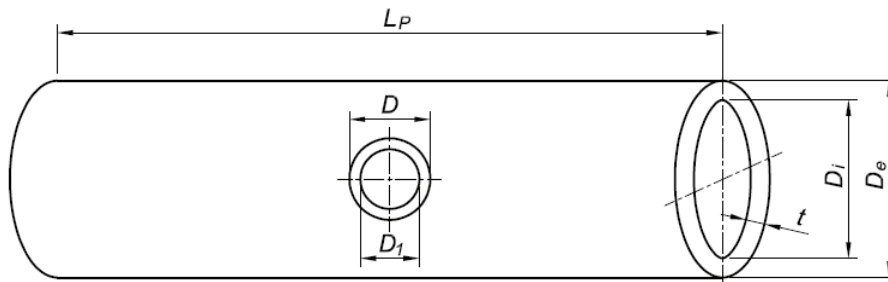


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Uticaj geometrije oštećenja na troosnost napona je prikazan na slici 8.28. Za oštećenje kružnog oblika dobijaju se veće vrednosti u poređenju sa oštećenjima veće dužine. Takođe, vidi se da dubina oštećenja ima jako mali uticaj na troosnost napona.

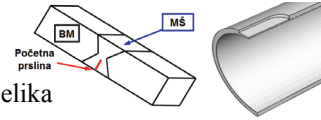
8.4 Određivanje graničnog pritiska u cevi

Granični pritisak pri različitim nivoima simuliranih korozionih oštećenja određen je primenom jednačina iz procedure ASME B31G, modifikovane ASME B31G, FITNET i izraza koje su predložili Choi i saradnici (tabela 8.3), kao i metodom konačnih elemenata (MKE) uključujući, odnosno ne uključujući mikromehanički model lokalnog pristupa. Na taj način, uspostavljena je zavisnost graničnog pritiska od dužine oštećenja za tri razmatrane dubine (nivoa) oštećenja, [8.1, 8.18, 8.19]. Neki od rezultata su deo disertacije [8.1], dok je u ovoj disertaciji pored proračuna primenom lokalnog pristupa (CGM) urađena i procena nosivosti primenom FITNET procedure, kao i dodatni modeli KE (sa različitim geometrijama oštećenja) koji su analizirani primenom MKE i kriterijuma otkaza definisanog vrednošću napona, o čemu će biti više reči u nastavku.



Slika 8.29 Cev sa oštećenjem - osnovne dimenzije

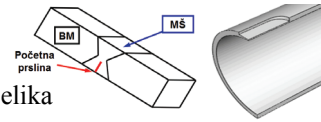
U tabeli 8.3, a i L su dubina i dužina oštećenja, M je geometrijski faktor, a C_j ($j = 0..2$) su koeficijenti. Geometrija cevi je definisana sledećim dimenzijama: D_e i D_i su spoljni i unutrašnji prečnik ($D_i = D_e - 2t$), a srednji poluprečnik je $R = (D_e + D_i)/4$.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegirano čelika

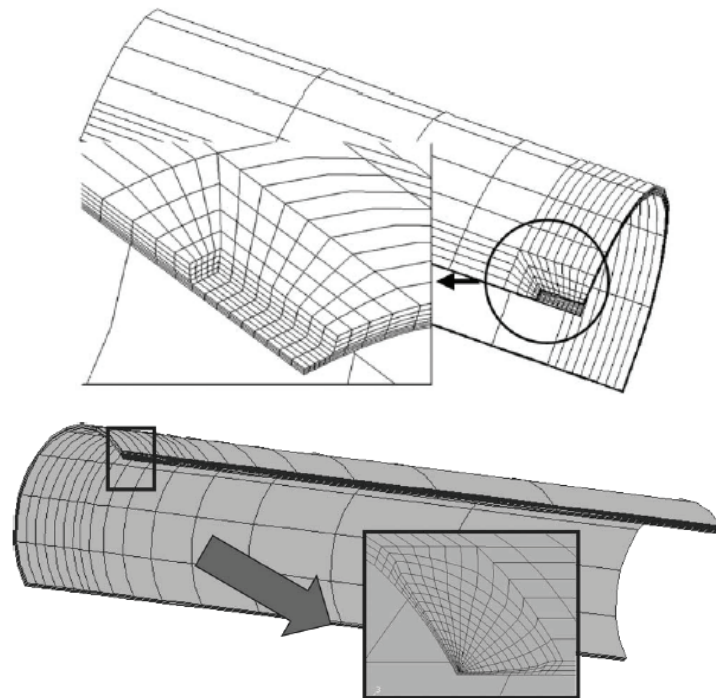
Tabela 8.3. Izrazi za određivanje graničnog pritiska u cevi sa oštećenjem usled korozije

ASME B31G [8.2]:		
$L \leq \sqrt{20 \cdot D_e t}$	$p_{max} = 1.1 \cdot \sigma_Y \frac{2t}{D_e} \left[\frac{1 - \frac{2a}{3t}}{1 - \frac{2a}{3t} \cdot \frac{1}{M}} \right]$	$M = \sqrt{1 + 0.8 \frac{L^2}{D_e t}}$
$L > \sqrt{20 \cdot D_e t}$	$p_{max} = 1.1 \cdot \sigma_Y \frac{2t}{D_e} \left(1 - \frac{a}{t} \right)$	$M = \infty$
Modif. ASME B31G [8.3]:		
$L \leq \sqrt{50 \cdot D_e t}$	$p_{max} = \left(1.1 \cdot \sigma_Y + 69 \cdot 10^6 \right) \frac{2t}{D_e} \left(\frac{1 - 0.85 \frac{a}{t}}{1 - 0.85 \frac{a}{t} \cdot \frac{1}{M}} \right)$	$M = \sqrt{1 + 0.6275 \frac{L^2}{D_e t} - 0.003375 \left(\frac{L^2}{D_e t} \right)^2}$
$L > \sqrt{50 \cdot D_e t}$		$M = 3.3 + 0.032 \frac{L^2}{D_e t}$
Choi i sar. [8.6]:		
$L < 6\sqrt{Rt}$	$p_{max} = 0.9 \cdot \sigma_m \frac{2t}{D_i} \left[C_2 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right)^2 + C_1 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right) + C_0 \right]$	$C_2 = 0.1163 \left(\frac{a}{t} \right)^2 - 0.1053 \left(\frac{a}{t} \right) + 0.029$ $C_1 = -0.6913 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + 0.4548 \left(\frac{a}{t} \right) - 0.14$ $C_0 = 0.06 \left(\frac{a}{t} \right)^2 - 0.1035 \left(\frac{a}{t} \right) + 1.0$
$L \geq 6\sqrt{Rt}$	$p_{max} = \sigma_m \frac{2t}{D_i} \left[C_1 \left(\frac{L}{\sqrt{Rt}} \right) + C_0 \right]$	$C_1 = 0.0071 \left(\frac{a}{t} \right) - 0.0126$ $C_0 = -0.9847 \left(\frac{a}{t} \right) + 1.1101$
FITNET [8.9]:		
	$p_{max} = \frac{2 \cdot t \cdot \sigma_{cyl}}{(D_e - t)} \left[\frac{\frac{t_{mm}}{t}}{1 - \left(1 - \frac{t_{mm}}{t} \right) \frac{1}{M}} \right]$	$M = \sqrt{1 + 0.8 \frac{L^2}{D_e t}}$
	$n = \frac{65}{\sigma_Y}$	$t_{mm} = t - a$
		$\sigma_{cyl} = \left(\frac{1}{2} \right)^n \sigma_m$

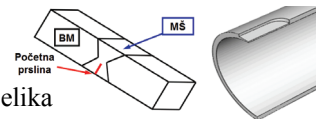


8.4.1 Numerička analiza primenom lokalnog pristupa

U numeričkoj analizi plastičnog kolapsa metodom konačnih elemenata, kriterijum otkaza se dostiže kada von Misesov ekvivalentni napon dostigne vrednost tzv. referentnog napona u celom ligamentu na mestu oštećenja [8.6, 8.8]. Referentni napon se dobija množenjem zatezne čvrstoće materijala koeficijentom η . U literaturi se mogu naći različite vrednosti ovog koeficijenta, najčešće u rasponu od 0.8 to 1.0, u zavisnosti od materijala (krive ojačavanja, itd.), ali i od geometrije cevi i defekta. Uticaj geometrije defekta na vrednost η je razmatran u [8.6] modeliranjem dva oblika defekta - elipsoidnog i pravougaonog, slika 8.30. Vrednosti koje su dobijene za dva prikazana oblika su 0.8 i 0.9. Ova zavisnost predstavlja jedan od problema pri određivanju graničnog pritiska primenom elasto-plastične MKE analize; naime, potrebno je kalibrisati vrednost η da bi se odredio referentni napon, a zatim taj napon koristio kao kriterijum otkaza. Uvođenjem lokalnog pristupa i korišćenjem nastanka loma kao kriterijuma otkaza ovih geometrija, eliminiše se potreba da se pre MKE analize odredi vrednost η .



Slika 8.30 Modeli KE oštećenja usled korozije razmatranih u [8.6]

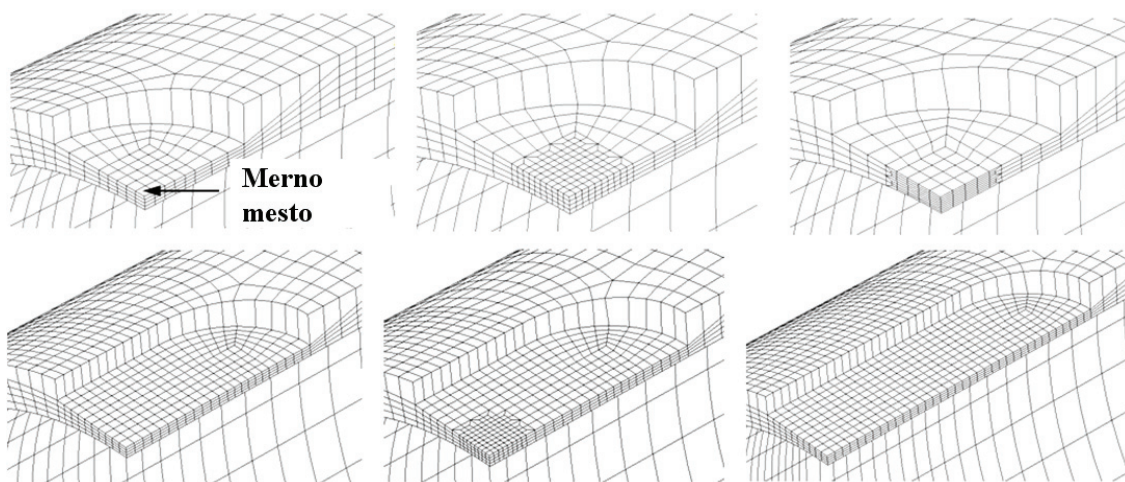


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

U ovom radu, izabrana je vrednost 85% zatezne čvrstoće, kao umereno konzervativno rešenje za razmatrani materijal, a detaljnija analiza je data u [8.1, 8.18]. Naime, za ovu vrednost referentnog napona i oštećenje od 50% debljine zida cevi, numerički izračunate vrednosti graničnog pritiska nalaze se između rezultata dobijenih primenom modifikovanog ASME B31G postupka i Choijevih izraza (tabela 8.3).

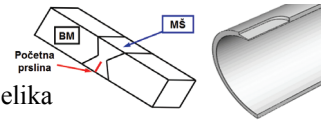
U analizi primenom lokalnog pristupa, za početni zapreminski udeo šupljina je usvojena vrednost zapreminskog udela šupljina f_v (tabela 8.2), kao i kod zavarenih spojeva razmatranih u pogl. 7. Dodatni argument koji ide u prilog ovoj pretpostavci je činjenica da je kriterijum otkaza cevi sa simuliranim korozionim oštećenjima nastanak prsline. Stoga, u trenutku kada se predviđa otkaz još uvek nije došlo do završne faze žilavog loma za koju je karakterističan izražen uticaj sekundarnih šupljina.

Dimenzije konačnih elemenata su varirane, a primeri mreža su dati na slici 8.31. Za formiranje mreža u oblasti simuliranog oštećenja su korišćene tehnike opisane u pogl. 5.4.1.

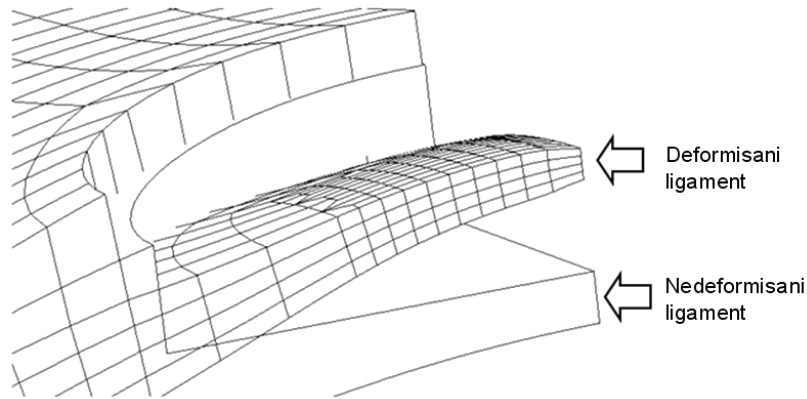


Slika 8.31. Mreže konačnih elemenata u okolini simuliranog oštećenja

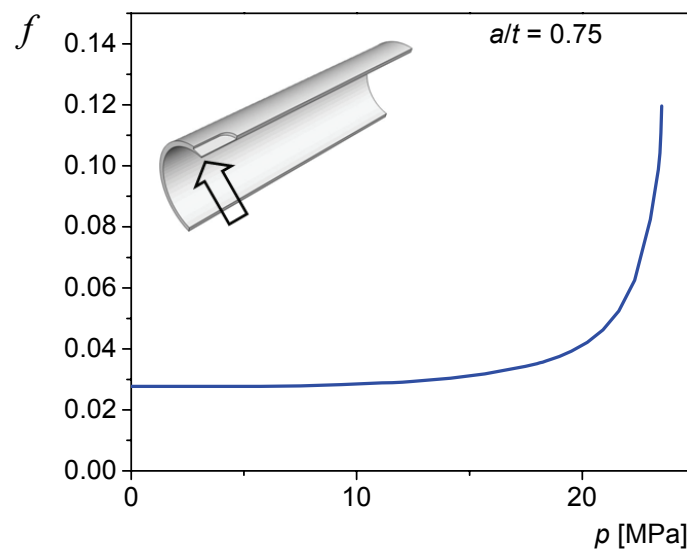
Tokom porasta vrednosti pritiska, odlazi do smanjenja debljine u oblasti oštećenja. Ovo smanjenje debljine, dobijeno primenom MKE, je prikazano na slici 8.32; data je deformisana i nedeformisana konfiguracija. Ovakvo ponašanje se može uporediti sa nastankom vrata pre loma cilindrične geometrije izložene zatezanju, koje nastaje usled izražene lokalizacije deformacije u toj oblasti. Vrednost f je praćena na dnu oštećenja, u



elementu najbližem središtu (sl. 8.33). Kada f dostigne kritičnu vrednost f_c , predviđa se otkaz cevi usled nastanka žilavog loma, i određuje se odgovarajući pritisak.

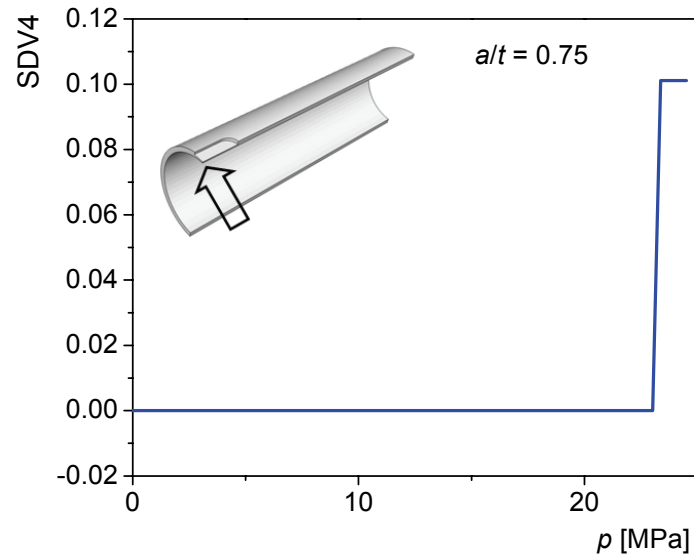
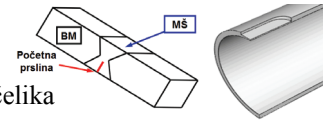


Slika 8.32. Ligament - smanjenje debljine



Slika 8.33 Promena zapreminskog udela šupljina u zavisnosti od pritiska za oštećenje 75% debljine zida cevi

Tokom analize, za praćenje razvoja oštećenja korišćena je pomoćna promenljiva SDV4, kao i u pogl. 7.2.2; nagli skok ovog parametra odgovara dostizanju kritične vrednosti parametra oštećenja f , slika 8.34.



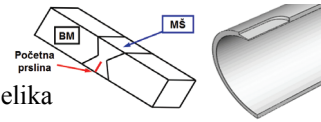
Slika 8.34 Promena pomoćne promenljive SDV4 u zavisnosti od pritiska za oštećenje 75% debljine zida cevi

U literaturi [8.20-8.22], GTN model je ranije primenjivan u analizi preostale nosivosti cevi sa oštećenjem tipa prsline. U ovom radu, taj pristup se proširuje primenom CGM na cevi sa površinskim oštećenjima, poput onih izazvanih lokalnom korozijom. Lokalni pristup lomu je ranije primenjivan na slične geometrije u radu [8.23], ali je postupak podrazumevao primenu nespregnutog pristupa - tj. parametar oštećenja je izračunavan u post-procesorskoj proceduri, čime se ne uzima u obzir uticaj razvoja oštećenja u materijalu na kriterijum plastičnog tečenja.

Bitno je naglasiti da su razmatrane geometrije oštećenih cevi samo primer za čitavu klasu problema sa koncentradorima napona koji nisu tako izraženi kao prsline ili oštri zarezi. Mogućnosti primene analiziranog postupka se svakako mogu proširiti i na te druge slučajeve. Time će se u proračun integriteta uvesti i opasnost od otkaza usled nastanka loma u strukturama bez početne prsline, što nije moguće uraditi metodama klasičnog, globalnog pristupa mehanike loma.

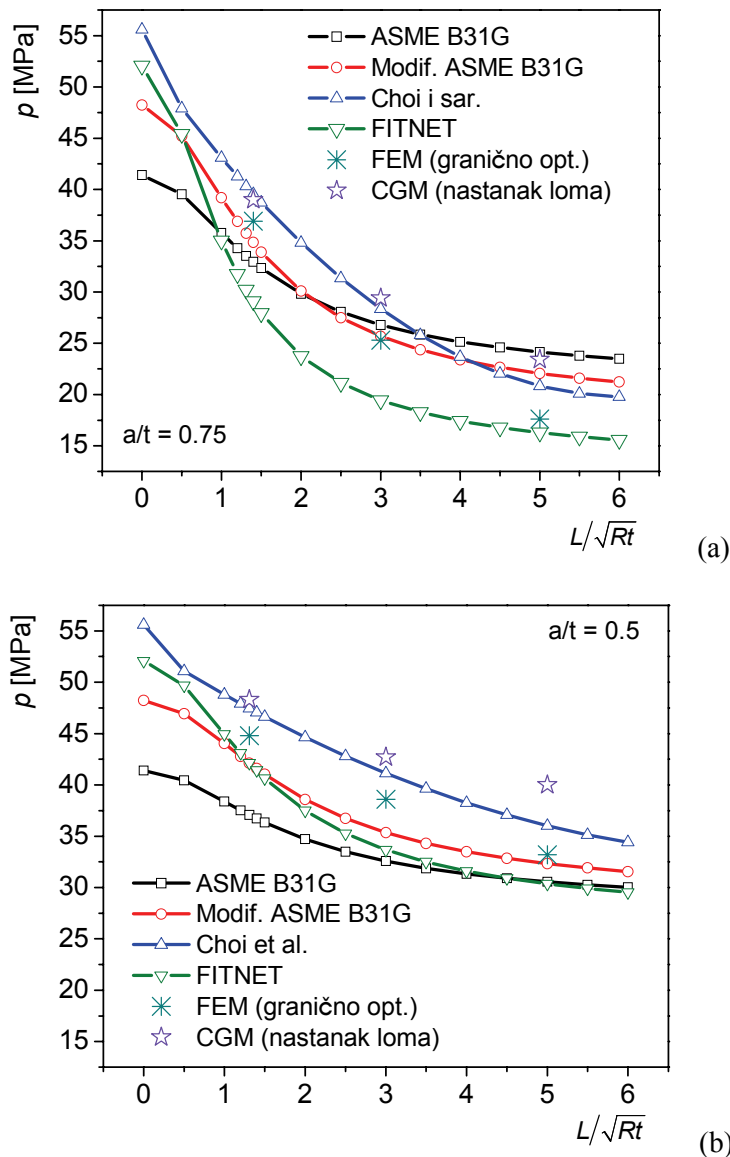
8.4.2 Zavisnost graničnog pritiska od geometrije oštećenja

Na slici 8.35 prikazana je zavisnost graničnog pritiska u oštećenoj cevi od dužine oštećenja, za dubine, tj. nivoe korozionog oštećenja 75 i 50% debljine zida cevi. Rezultati su dobijeni korišćenjem izraza iz tabele 8.3, MKE kriterijuma zasnovanom na



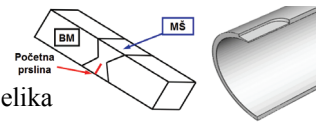
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

vrednosti napona u ligamentu i CGM. MKE kriterijum je zadovoljen kada vrednost von Misesovog napona dostigne referentni napon u celom ligamentu, tj. i on predstavlja kriterijum plastičnog kolapsa, poput izraza iz tabele 8.3. Referentni napon je usvojen kao 85% vrednosti zatezne čvrstoće, kao umereno konzervativno rešenje prema [8.1, 8.18].



Slika 8.35. Poređenje graničnih pritisaka za oštećenja 75% (a) i 50% (b) debljine zida cevi

Za oštećenje najveće dubine dobijen je veliki raspon graničnih pritisaka, koji se kreće od 20 do 56 MPa, u zavisnosti od dužine oštećenja. Na osnovu dijagrama datih na slici 8.35 može se zaključiti da je metoda ASME B31G konzervativna za kratka oštećenja bez obzira na dubinu. Međutim, u slučaju oštećenja velike dužine i dubine ova metoda



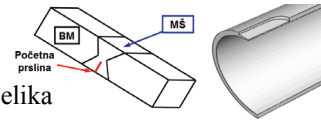
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

daje nekonzervativne rezultate (sl. 8.35a). Modifikovani ASME B31G je nešto manje konzervativan nego ASME B31G, osim u slučaju dugačkih i dubokih oštećenja (sl. 8.35a). Rezultati FITNET postupka su slični onima dobijenim primenom modifikovanog ASME B31G za oštećenja od 50%, dok FITNET za 75% oštećenja predviđa znatno manje vrednosti. Izrazi Choija i saradnika daju konzervativnija predviđanja za dugačka i duboka oštećenja u odnosu na ASME B31G i modifikovani ASME B31G.

ASME B31G postupak daje konzervativna rešenja za kratka oštećenja, nezavisno od dubine. Modifikovani ASME B31G postupak i FITNET su nešto manje konzervativni, osim u slučaju dugačkih i dubokih oštećenja. Izrazi Choija i saradnika, a naročito FITNET, daju konzervativna predviđanja upravo za oštećenja velike dužine i dubine.

Lokalni pristup (CGM) predviđa trend opadanja nosivosti sa porastom dubine i dužine oštećenja. Imajući u vidu da ovaj kriterijum uključuje uticaj oštećenja u materijalu mehanizmom nastanka, rasta i spajanja šupljina, on je odgovarajući za materijale koji se najčešće koriste za izradu razmatranog tipa cevi. Naime, ti materijali pokazuju mehanizam žilavog loma u radnim uslovima (osim onih koji se koriste na veoma niskim temperaturama, što može uzrokovati lom cepanjem). Pri korišćenju lokalnog pristupa, ne dolazi do jednog od problema koji su karakteristični za standardne kriterijume plastičnog kolapsa u MKE analizi, promenljive vrednosti koeficijenta koji množi zateznu čvrstoću da bi se odredio referentni napon, a time i kriterijum otkaza. Ovaj koeficijent, često označavan u literaturi kao η , ima vrednosti 0.8 do 1.0, u zavisnosti od materijala (krive napon-deformacija, itd.) i geometrije cevi/oštećenja. Kao što je ranije navedeno, na slici 8.35 ova vrednost je 0.85, prema [8.1, 8.18]. Odstupanja rezultata dobijenih primenom lokalnog pristupa za model sa oštećenjem dubine 50% debljine zida cevi i dužine $L = 5\sqrt{Rt}$ (desna strana sl. 8.35b) ukazuje na pojavu drugog vida otkaza - plastičnog kolapsa.

Iako spregnuti pristup žilavom lomu, u ovom radu primenjen preko CGM, daje realniji opis ponašanja materijala u odnosu na modele nespregnutog pristupa, on podrazumeva korišćenje posebnog kriterijuma tečenja koji zavisi od oštećenja u materijalu. Međutim, lokalni pristup u analizi integriteta geometrija bez prsline bi mogao biti primenjen i kroz jednostavniji, nespregnuti pristup. Imajući u vidu da se tada ponašanje materijala

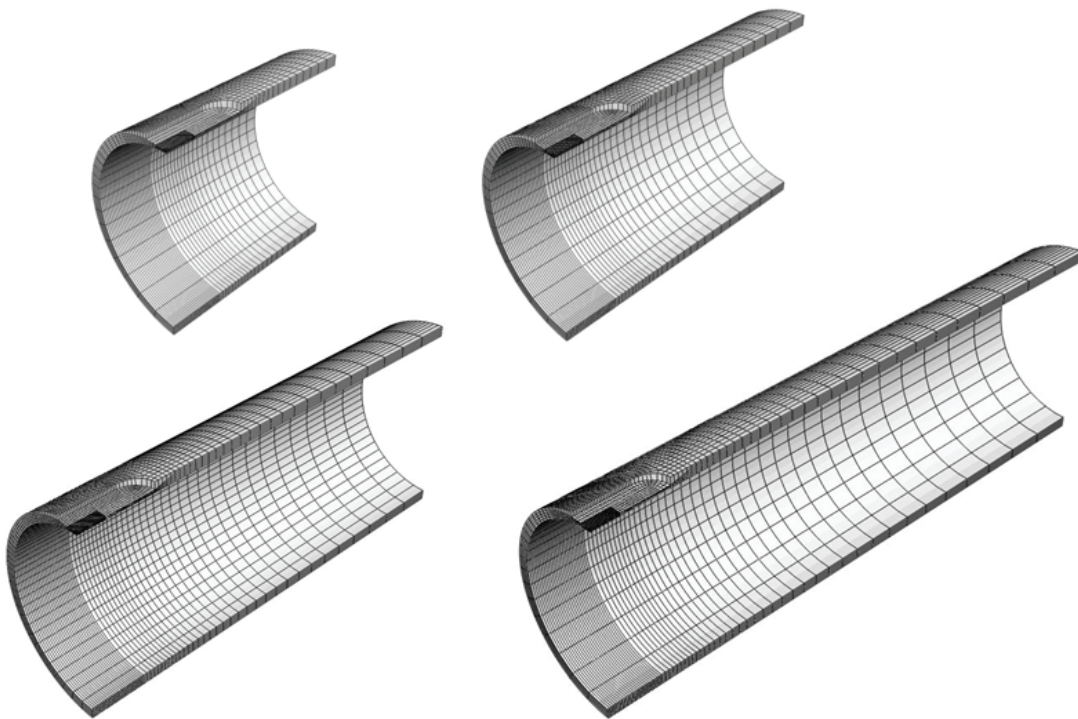


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

modelira primenom von Misesovog kriterijuma tečenja, bilo bi lakše formirati grafički ili tabelarni prikaz rešenja za različite geometrije (poput određivanja vrednosti faktora intenziteta napona primenom analitičkih izraza).

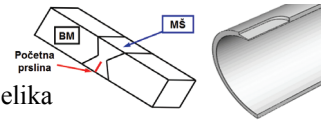
8.4.3 Uticaj dužine modela u numeričkoj analizi

Imajući u vidu da je raspodela napona i deformacija po dužini cevi neravnomerna, zbog koncentratora u vidu simuliranog defekta, varirana je dužina modela KE za istu geometriju oštećenja. Ispitan je veći broj modela, a na slici 8.36 su date četiri mreže KE za oštećenje dužine $L = 5\sqrt{Rt}$.

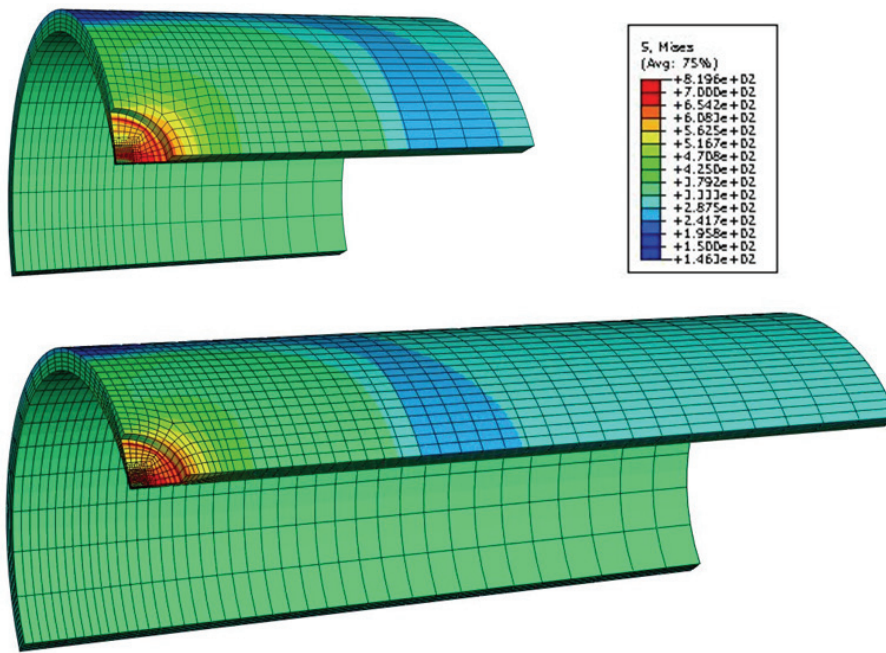


Slika 8.36 Modeli KE različite dužine, za oštećenje $L = 5\sqrt{Rt}$

Na slici 8.37 su date raspodele von Misesovog napona za defekt oblika kruga; modeli imaju dužinu približno jednaku spoljašnjem prečniku, dvostruko veću i trostruko veću od prečnika. Vidi se da je za ovo oštećenje, tj. oštećenje male dužine, već model najmanje dužine odgovarajući, i stoga u ovom radu nisu razmatrani modeli čija dužina je manja od prečnika cevi.



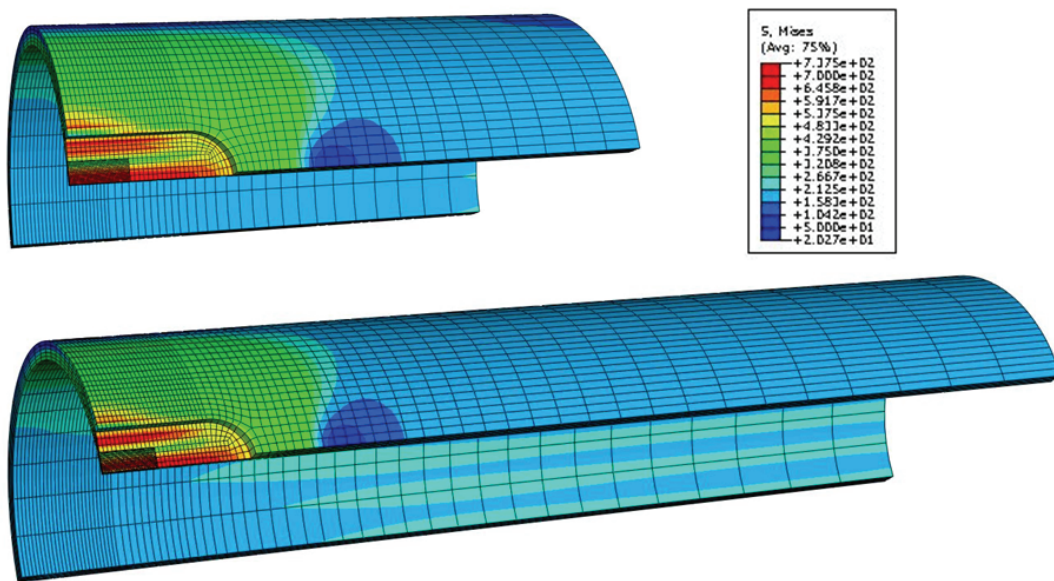
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



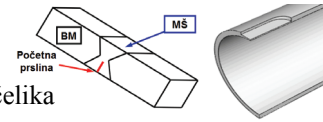
Slika 8.37 Polja ekvivalentnog von Misesovog napona za različite dužine modela KE -

$$L = 1.3\sqrt{Rt}$$

Međutim, za oštećenja veće dužine se očekuje i nešto veća dužina dela cevi u kome je izražena varijacija napona, tako da je slična analiza sprovedena i za oštećenje dužine $L = 5\sqrt{Rt}$, slika 8.38; pokazalo se da je potrebna dužina modela tek nešto veća od prečnika cevi.



Slika 8.38 Polja ekvivalentnog von Misesovog napona za različite dužine modela KE $L = 5\sqrt{Rt}$

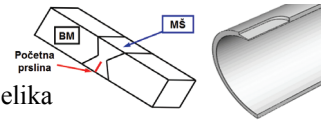


Numeričkom analizom prikazanom u ovom poglavlju postavljene su granice za dužinu modela KE ispod kojih ne bi trebalo ići pri analizi cevi sa oštećenjem razmatranih u disertaciji. Međutim, treba imati u vidu da je teško na ovaj način doći do opštih preporuka za sve geometrije oštećenja, kao i da je u nekim analizama upravo važno uzeti u obzir uticaj neravnomerne raspodele napona modeliranjem cele geometrije koja uključuje danca, ali i druge elemente ako postoje na konstrukciji.

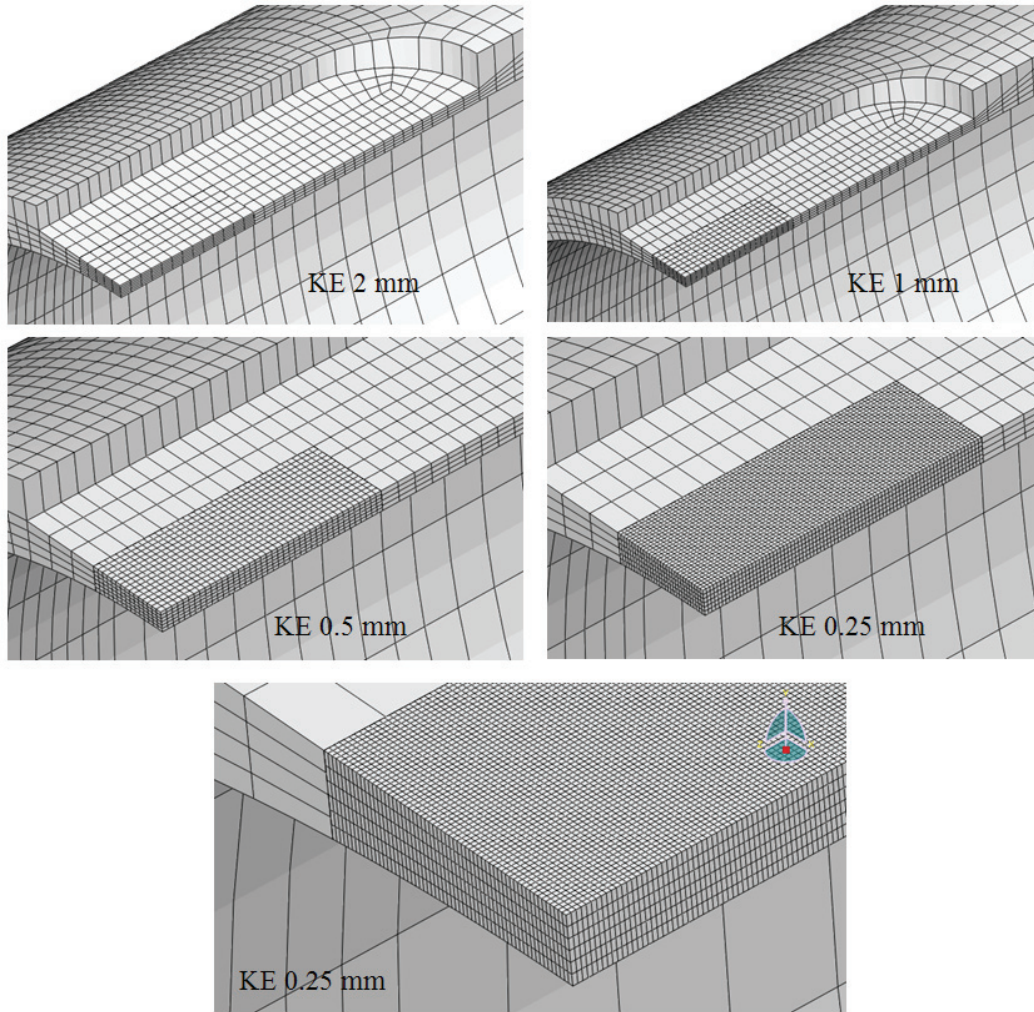
8.4.4 Zavisnost rezultata od veličine konačnih elemenata

Kao što je navedeno u pogl. 5.8 i primerima datim u pogl. 7, jedan od problema koji se povezuju sa primenom mikromehaničkih modela žilavom lomu je zavisnost rezultata od mreže KE. Stoga, urađena je parametarska studija koja je podrazumevala profinjavanje mreže u sva tri pravca (obimnom, uzdužnom i radijalnom), da bi se ustanovio uticaj veličine i formulacije konačnih elemenata na procenu nosivosti oštećenog dela cevi. Sve izmene su napravljene u oblasti oštećenja, imajući u vidu da na ovom mestu dolazi do koncentracije napona i deformacije, a samim tim i do razvoja oštećenja.

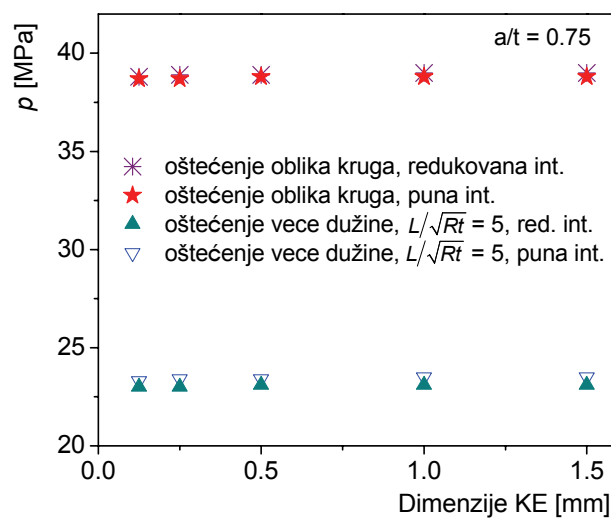
Zavisnost graničnog pritiska od veličine i formulacije konačnih elemenata je prikazana na slikama 8.40 i 8.42; mreže sa različitim dimenzijama konačnih elemenata u zoni oštećenja su prikazane na slikama 8.39 i 8.41. Rezultati se odnose na dve dužine oštećenja ($L = 5\sqrt{Rt}$ i $L = 1.3\sqrt{Rt}$ - oštećenje kružnog oblika) i dubinu od 75% debljine zida cevi. Veličina elementa na dijagramu predstavlja dužinu njegove najduže stranice - u ravni oštećenja. Može se zaključiti da ni veličina ni formulacija konačnih elemenata nemaju znatan uticaj na granični pritisak, što se može pripisati činjenici da u prikazanoj analizi nastanak prsline predstavlja kriterijum otkaza, a koncentracija napona u ispitivanim geometrijama nije izražena - nema početne prsline niti koncentratora napona oblika oštrog zareza. Modeliranje strukture sa prslinom (nakon što je već došlo do njenog nastanka) korišćenjem mikromehaničkog modela bi svakako zahtevalo određivanje veličine elementa koja bi bila korišćena u ligamentu ispred vrha prsline, kao što je pokazano u pogl. 7.



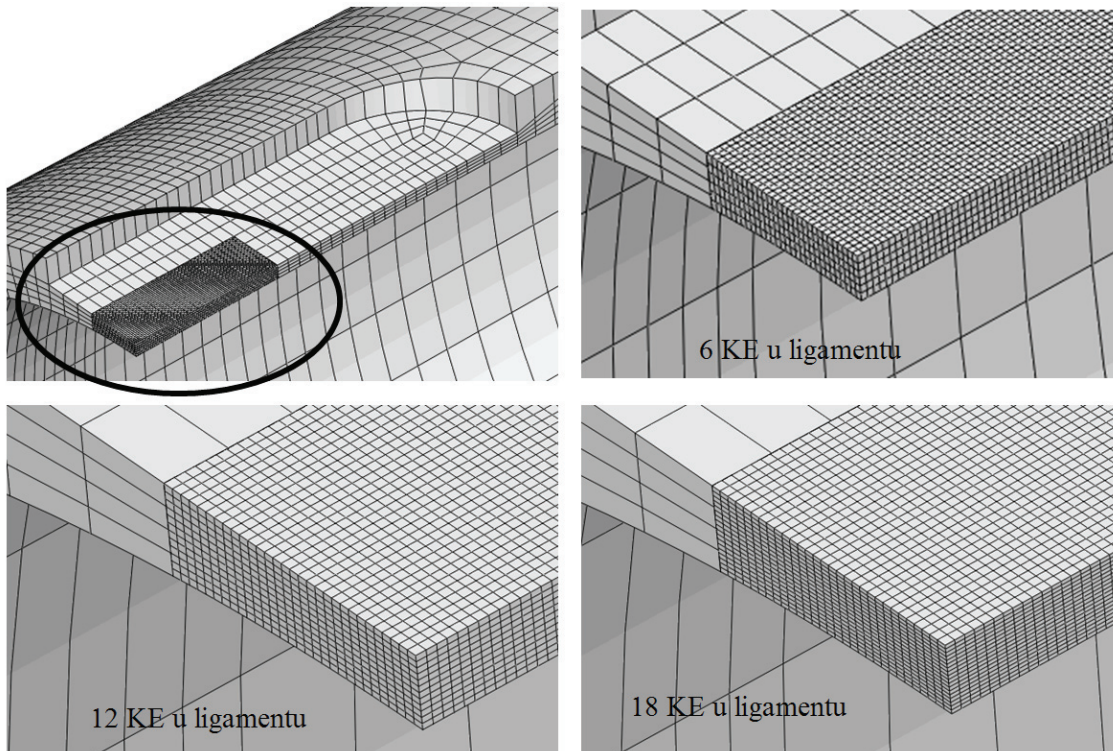
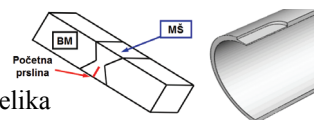
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika



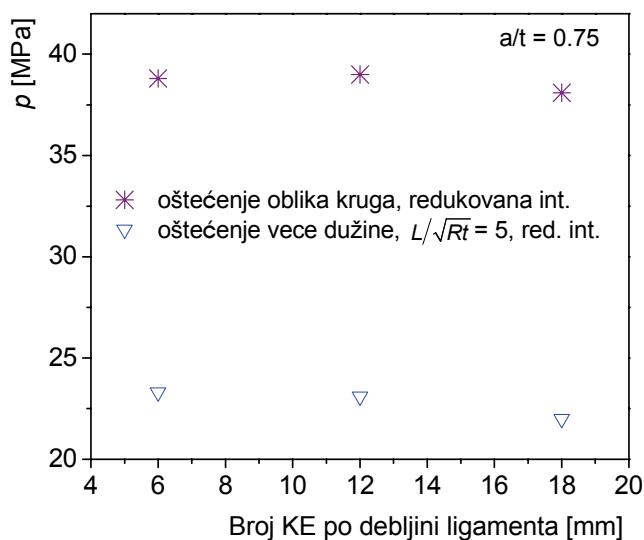
Slika 8.39 Mreže KE sa različitim dimenzijama elemenata (obimni i uzdužni pravac) u zoni oštećenja



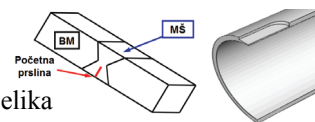
Slika 8.40 Vrednost graničnog pritiska za oštećenje dubine 75% debljine zida cevi – uticaj veličine u ravni defekta i reda integracije konačnog elementa



Slika 8.41 Mreže KE sa različitim dimenzijama elemenata (radijalni pravac) u zoni oštećenja



Slika 8.42 Vrednost graničnog pritiska za oštećenje dubine 75% debljine zida cevi – uticaj veličine po debljini ligamenta i reda integracije konačnog elementa



9. Zaključak

U ovoj disertaciji, primenom lokalnog pristupa žilavom lomu analizirana je otpornost prema lomu i integritet dve vrste struktura - heterogenih zavarenih spojeva i cevi sa površinskim oštećenjima. Uspostavljena je veza između tri aspekta proučavanja žilavog loma metalnih materijala - standardnih ispitivanja mehanike loma, kvantitativne mikrostrukturne analize i proračuna primenom MKE i mikromehaničkih modela.

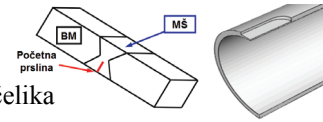
Parametri koji se koriste u lokalnom pristupu žilavom lomu, pre svega zapreminski udeo nemetalnih uključaka i srednji slobodni put između njih su određeni primenom kvantitativne mikrostrukturne analize.

Proračuni su urađeni korišćenjem dvodimenzionalnih i trodimenzionalnih modela konačnih elemenata, uključujući primenu tehnike podmodeliranja (detaljnog modeliranja samo oblasti od interesa) u pojedinim proračunima.

Nastanak i razvoj žilavog loma u zavarenim spojevima niskolegiranog čelika povišene čvrstoće je analiziran ispitivanjem SENB epruveta. Kompletni Gursonov model je korišćen za modeliranje razvoja oštećenja u materijalu. Korišćeni parametar mehanike loma, CTOD, je određen eksperimentalno i numerički primenom δ_5 koncepta.

Nastanak prsline u geometrijama sa i bez početne prsline određen je praćenjem porasta nivoa oštećenja ispred vrha prsline; kao trenutak nastanka prsline usvojeno je dostizanje kritične vrednosti tog parametra u integracionoj tački najbližoj vrhu prsline. Rast prsline u zavarenim spojevima modeliran je praćenjem gubitka nosivosti po konačnim elementima u ligamentu ispred vrha.

Problem zavisnosti od veličine konačnog elementa, karakterističan za modele lokalnog pristupa, tretiran je odgovarajućim formiranjem mreže u regionima od interesa. Pri proceni integriteta konstrukcija sa oštećenjem (prslinom, žlebom malog poluprečnika na



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

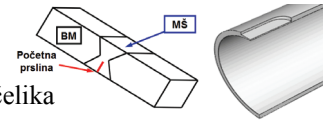
vrhu, itd.) je u svakom slučaju potrebno sa velikom pažnjom formirati mrežu u blizini koncentratora napona.

Uticaj širine OM spoja je predviđen primenom CGM, uz određena odstupanja na F -CTOD dijagramu u slučaju spoja najveće širine. Takođe, lokalnim pristupom je uspešno predviđen i uticaj dužine početne prsline na otpornost prema lomu. Za ispitivane materijale, zaključeno je da sekundarne šupljine koje nastaju oko čestica Fe_3C čestica ne utiču na ponašanje spojeva pri lomu. Ovo se može objasniti malim sadržajem ugljenika (a time i Fe_3C) u metalu šava.

Kod UM spojeva, uočeno je da povećanje širine spoja iznad 12 mm ne dovodi do znatne promene u otpornosti prema lomu, što je uspešno predviđeno primenom lokalnog pristupa. Ovo je primer gde se vidi tzv. gubitak ograničenja (*loss of constraint*), gde deformacija ostaje ograničena na metal šava koji je manje čvrstoće u odnosu na osnovni materijal.

Istražena je razlika u ponašanju heterogenog zavarenog spoja u zavisnosti od geometrije i položaja prsline u odnosu na graničnu površinu između *overmatch* i *undermatch* dela u metalu šava. Pri analizi oštećenja dva metala šava, korišćeni su isti mikromehanički parametri kao za spojeve sa jednim metalom šava, tj. postignuta je prenosivost parametara - početnog zapreminskog udela šupljina i veličine konačnog elementa u ligamentu ispred vrha prsline.

Kod DM spojeva sa TT konfiguracijom (tj. sa početnom prslinom koja prolazi kroz oba metala šava), uspešno je predviđen uticaj heterogenosti duž fronta prsline na ponašanje pri lomu. Takođe, od velikog značaja u ovom slučaju je i izbor parametra mehanike loma i načina njegovog određivanja. Naime, otvaranje vrha prsline CTOD određeno primenom δ_5 može pokazati razliku između dva materijala na dve strane epruvete. Na spojevima sa dva metala šava i prslinom u jednom od njih razmatran je početak rasta i stabilan rast prsline, i urađena je parametarska studija uticaja dužine prsline i udaljenosti vrha prsline od dodirne površine dva metala šava na predviđanje početka njenog rasta. CGM i kod ovih spojeva može da opiše uticaj nehomogenosti materijala na ponašanje pri lomu, s tim što je u slučaju UDM spojeva predviđena nešto veća nosivost i otpornost prema lomu u poređenju sa eksperimentalnim podacima.



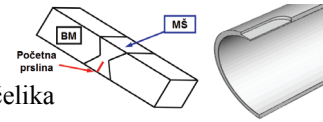
B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Ukoliko se govori o strukturama bez početne prsline, kao što su cevi sa simuliranim korozionim oštećenjima, ne mogu se primeniti globalni parametri mehanike loma; pokazano je da se u ovakvim geometrijama primenom lokalnog pristupa može predvideti nastanak loma. U ovoj specifičnoj situaciji, postignuta je i veoma mala zavisnost rezultata od mreže, jer se kao kriterijum otkaza koristi nastanak loma, a geometrija nema izražen koncentrador napona.

Cevi sa simuliranim korozionim oštećenjem su obrađene samo kao primer čitave klase geometrija sa žlebovima, na koju bi takođe bilo moguće primeniti lokalni pristup u proceni integriteta. Iako se u literaturi navodi da do otkaza razmatranih cevi češće dolazi usled plastičnog kolapsa, kod drugih geometrija se može desiti da je otkaz usled nastanka loma češći, a u svakom slučaju treba razmotriti oba načina. Na primer, čak i ako dodje do otkaza nosivosti cevi sa korozionim oštećenjima usled plastičnog kolapsa, zbog mogućeg procurivanja je potrebno znati trenutak nastanka prsline i eventualno način njenog rasta.

Primenom MKE pokazano je da vrednost napona na mestu oštećenja raste linearno sa povećanjem pritiska sve do početka tečenja materijala. Daljim povećanjem pritiska, dolazi do razvoja plastičnosti u ligamentu a vrednosti napona ostaju približno konstantne i počinju da rastu tek kada je ceo ligament plastično deformisan. Dobijene su znatno veće vrednosti deformacije u poprečnom nego u uzdužnom pravcu na mestu oštećenja, a razlika ide čak do 10 puta. Pored ovih veličina, praćene su i vrednosti napona na dnu oštećenja različite dužine i dubine, kao i u udaljenom preseku.

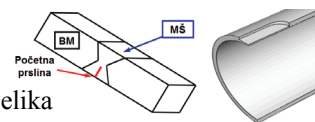
Kriterijum otkaza usled plastičnog kolapsa u proračunu MKE je zadovoljen kada vrednost von Misesovog ekvivalentnog napona dostigne vrednost referentnog napona u celom ligamentu na mestu oštećenja (izabrana vrednost od 85% zatezne čvrstoće, kao umereno konzervativno rešenje za ispitivani materijal). Ovaj kriterijum korektno predviđa pad graničnog pritiska sa porastom dužine i dubine oštećenja, ali parametar zavisi od materijala i geometrije; u literaturi se mogu naći vrednosti od 0.75 do 1. Za razliku od ostalih kriterijuma za procenu integriteta cevi primenom MKE, koji su uglavnom zasnovani na vrednosti napona, mikromehaničko modeliranje podrazumeva analizu nastanka oštećenja, do čega neizbežno dolazi pre otkaza cevovoda.



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

Analiziran je uticaj veličine konačnog elementa na predviđanje nastanka oštećenja, i ispostavilo se da je ovaj uticaj zanemarljiv. Ovo se može pripisati činjenici da konzentator napona nije izražen, ali i kriterijumu otkaza koji podrezumeva nastanak žilavog loma. Razmatran je i uticaj dužine modela konačnih elemenata, sa ciljem da se utvrdi minimalna dužina iznad koje povećavanje dužine ne dovodi do bitnih promena u rezultatima.

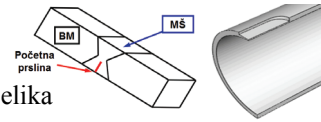
Na osnovu dobijenih rezultata, može se zaključiti da primenjeni model lokalnog pristupa (kompletni Gursonov model - CGM) može na odgovarajući način da opiše razvoj oštećenja u ispitivanim strukturama.



Literatura

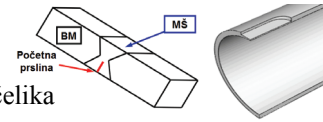
- 1.1 M. Rakin: *Lokalni pristup žilavom lomu metalnih materijala*. Savez inženjera metalurgije Srbije, Beograd (2009) 170 strana, ISBN: 86-87183-08-7
- 1.2 J.R. Rice, D.M. Tracey: *On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 17 (1969) pp. 201-217
- 1.3 F.M. Beremin: *Experimental and numerical study of the different stages in ductile rupture: application to crack initiation and stable crack growth*. In: Three-dimensional Constitutive Relations and Ductile Fracture, North-Holland Publications, Amsterdam (1981) pp. 185-205
- 1.4 A. Gurson: *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I - yield criteria and flow rules for porous ductile media*. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 99 (1977) pp. 2-15
- 1.5 V. Tvergaard: *Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions*. International Journal of Fracture, Vol. 17 (1981) pp. 389-407
- 1.6 V. Tvergaard, A. Needleman: *Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar*, Acta Metallurgica, Vol. 32 (1984) pp. 157-169
- 1.7 Z.L. Zhang, C. Thaulow, J. Ødegård: *A complete Gurson model approach for ductile fracture*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 67 (2000) pp. 155-168

- 2.1 G.R. Irwin: *Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 24 (1957) pp. 361-364
- 2.2 M.L. Williams: *On the stress distribution at the base of a stationary crack*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 24 (1957) pp. 109-114
- 2.3 T.L. Anderson: *Fracture mechanics*. CRC Press, London (1995)
- 2.4 A. Sedmak: *Primena mehanike loma na integritet konstrukcija*. Mašinski fakultet, Beograd (2003)
- 2.5 M. Berković: *Određivanje faktora intenziteta napona metodom konačnih elemenata*. U: Monografiji 1. međunarodne letnje škole mehanike loma, Tehnološko-metalurški fakultet - Goša institut, Beograd (1981) pp. 107-124
- 2.6 *ESIS procedure for determining the fracture behaviour of materials*. European Structural Integrity Society ESIS publication P2-92 (1992)
- 2.7 *GKSS test procedure for determining the fracture behaviour of materials*. GKSS Research Center publication EFAM GTP 94 (1994)
- 2.8 K.H. Schwalbe: *Basic engineering methods of fracture mechanics and fatigue*. GKSS Research Center, Geesthacht (2001)
- 2.9 D.S. Dugdale: *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of the Mechanics and Physics and Solids, Vol. 8 (1960) pp. 100-104
- 2.10 *GKSS: Displacement gauge system for applications in fracture mechanics*. Patent Publication, GKSS Research Center, Geesthacht (1991)
- 2.11 K.H. Schwalbe: *Introduction of δ_5 as an operational definition of the CTOD and its practical use*. In: Fracture Mechanics 26, ASTM STP 1256 (1995) pp. 763-778
- 2.12 G.P. Nikishkov, J. Heerens, K.H. Schwalbe: *Transformation of CTOD δ_5 to CTOD δ_{BS} and J-integral for 3PB- and CT-specimens*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 63 (1999) pp. 573-589

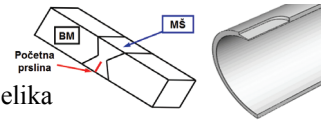


- 2.13 H. Andersson: *Finite element representation of stable crack growth*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 21 (1973) pp. 337-356
- 2.14 A.U. de Koning: *A contribution to the analysis of quasi static crack growth in steel materials*. In: Proceedings of the 4th International Conference on Fracture, Vol. 3, Waterloo (1977) pp. 25-31
- 2.15 D.S. Dawicke, Jr J.C. Newman, C.A. Bigelow: *Three-dimensional CTOA and constraint effects during stable tearing in a thin-sheet material*. In: Fracture Mechanics 26, ASTM STP 1256 (1995) pp. 223-242
- 2.16 J.C. Newman Jr, M.A. James, U. Zerbst: *A review of the CTOA/CTOD fracture criterion*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70 (2003) pp. 371-385
- 2.17 S. Mahmoud, K. Lease: *The effect of specimen thickness on the experimental characterization of critical crack-tip-opening angle in 2024-T351 aluminum alloy*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70 (2003) pp. 443-456
- 2.18 C.P. Cherepanov: *Crack propagation in continous media*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, Vol. 31 (1967) pp. 503-512
- 2.19 J.R. Rice: *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 35 (1968) pp. 379-386
- 2.20 E. Budiansky, J.R. Rice: *Conservation laws and energy release rates*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 40 (1973) pp. 201-203
- 2.21 A. Sedmak, S. Sedmak, Lj. Milović: *Pressure Equipment Integrity Assessment by Elastic-Plastic Fracture Mechanics Methods*. Društvo za integritet i vek konstrukcija, 286 str. (2011) ISBN 978-86-905595-1-0
- 2.22 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 (1968) pp. 13-31
- 2.23 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 (1968) pp. 1-12
- 2.24 W. Ramberg, W.R. Osgood: *Description of stress-strain curves by three parameters*. Technical Note No. 902, National Advisory Committee For Aeronautics, Washington DC (1943)

- 3.1 M. Chiesa: *Linking advanced fracture models to structural analysis*. Doktorska disertacija, Norwegian University of Science and Technology, Faculty of Engineering Science and Technology (2001)
- 3.2 J. Xu, Z.L. Zhang, E. Østby, B. Nyhus, D.B. Sun: *Effects of crack depth and specimen size on ductile crack growth of SENT and SENB specimens for fracture mechanics evaluation of pipeline steels*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 86 (2009) pp. 787-797
- 3.3 R.H. Weitzman, I. Finnie: *Measuring fracture toughness - a simplified approach using controlled crack propagation*. Journal of Materials, Vol. 7 (1972) pp. 294-299
- 3.4 M. Kirk, A. Bakker (Eds.): *Constraint Effects in Fracture - Theory and Applications: 2nd Vol*. ASTM STP 1244, Philadelphia (1995)
- 3.5 E.M. Hackett, K.H. Schwalbe, R.H. Dodds, Jr. (Eds.): *Constraint effects in fracture*. ASTM STP 1171, Philadelphia (1993)
- 3.6 Koçak M. (Ed.): *Weld mis-match effect*. International Institute of Welding (IIW), IIW Document X-1419-98 (1998)
- 3.7 K H. Schwalbe, M. Kocak (Eds.): *Mismatching of Interfaces and Welds*. GKSS Research Center Publications, Geesthacht (1997)
- 3.8 E. Seib: *Residual strength analysis of laser beam and friction stir welded aluminium panels for aerospace applications*. GKSS Report 2006/3, Gesthaacht (2006)
- 3.9 Y.P. Lei, Y.W. Shi, H. Murakawa, Y. Luo: *The effect of mechanical heterogeneity and limit load of a weld joint with longitudinal weld crack on the J-integral and failure assessment curve*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 75 (1998) pp. 625-632
- 3.10 S. Hao, K.H. Schwalbe, A. Cornec: *The effect of yield strength mis-match on the fracture analysis of welded joints: slip-line field solutions for pure bending*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 37 (2000) pp. 5385-5411

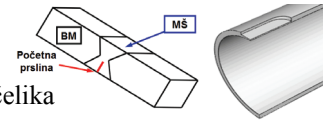


- 3.11 P. Dong, J.R. Gordon: *The effect of under and overmatching on fracture prediction models*. Welding-90: technology, materials, fracture (Ed. M.Kocak), Geesthacht (1990) pp. 363-370
- 3.12 K.H. Schwalbe, Y.J. Kim, S. Hao, A. Cornec, M. Kocak: *EFAM ETM-MM 96 – The ETM method for assessing the significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity (strength mismatch)*. GKSS 97/E/9, Geesthacht (1997)
- 3.13 Y.J. Kim, K.H. Schwalbe: *Numerical analysis of strength mis-match effect on local stresses for ideally plastic material*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71 (2004) pp. 1177-1199
- 3.14 Y.J. Kim, K.H. Schwalbe: *Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments I. Weld centre cracks*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 68 (2001) pp. 163-182
- 3.15 J. Liu, Z.L. Zhang, B. Nyhus: *Residual stress induced crack tip constraint*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75 (2008) pp. 4151-4166
- 3.16 X.B. Ren, Z.L. Zhang, B. Nyhus: *Effect of residual stresses on ductile crack growth resistance*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77 (2010) pp. 1325-1337
- 3.17 Y. Yamashita, F. Minami: *Constraint loss correction for assessment of CTOD fracture toughness under welding residual stress. Part I: Methodology using the equivalent CTOD ratio*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77 (2010) pp. 2213-2232
- 3.18 A. Sherry, M. Wilkes, J. Sharples, P. Budden: *The Assessment of Residual Stress Effects on Ductile Tearing Using Continuum Damage Mechanics*. In: Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Conference PVP08, Chicago (2008) objavljeno na CD-u
- 3.19 H.D. Bui: *Fracture Mechanics: Inverse Problems and Solutions*. Springer (2006)
- 3.20 M.T. Kirk, R.H. Dodds Jr., T.L. Anderson: *Approximate techniques for predicting size effects on cleavage fracture toughness using the elastic T stress*. In: Fracture Mechanics, Vol. 24, ASTM STP 1207 (1993) pp. 62-87
- 3.21 T.L. Sham: *The determination of the elastic T-term using high order weight functions*. International Journal of Fracture, Vol. 48 (1991) pp. 81-102
- 3.22 A.H. Sherry, C.C. France, M.R. Goldthorpe: *Compendium of T-stress and loading rate on crack initiation in rate sensitive plastic materials*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 18 (1995) pp. 141-155
- 3.23 B. Nyhus, Z.L. Zhang, C. Thaulow: *Normalisation of Material Crack Resistance Curves by the T Stress*. 2nd International Symposium on High Strength Steel, Verdal, Norway (2002)
- 3.24 N.P. O'Dowd, C.F. Shih: *Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter III. Structure of field*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 39 (1991) pp. 989-1015
- 3.25 C.F. Shih: *Tables of HRR singular field quantities*. Report MRL E-147, Materials Research Laboratory, Brown University, Providence (1983)
- 3.26 C. Betegon, J.W. Hancock: *Two-parameter characterization of elastic-plastic crack-tip fields*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 58 (1991) pp. 104-110
- 3.27 M.C. Burstow, I.C. Howard, R.A. Ainsworth: *The influence of constraint on crack tip stress fields in strength mismatched welded joints*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 46 (1998) pp. 845-872
- 3.28 M.C. Burstow, I.C. Howard: *Damage mechanics models of ductile crack growth in welded specimens*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 23 (2000) pp. 691-708
- 3.29 C. Betegon, I. Penuelas: *A constraint based parameter for quantifying the crack tip stress fields in welded joints*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 73 (2006) pp. 1865-1877
- 3.30 Z.L. Zhang, M. Hauge, C. Thaulow: *Two-parameter characterization of near-tip stress fields for a bi-material elastic-plastic interface crack*. International Journal of Fracture, Vol. 79 (1996) pp. 65-83
- 3.31 C. Thaulow, E. Østby, B. Nyhus, V. Olden, Z.L. Zhang: *The Philosophy of constraint correction*. 2nd Int Symp on High Strength Steel, Stiklestad, Norway (2002) Objavljeno na CD-u
- 3.32 S. Yang, Y.J. Chao, M.A. Sutton: *Complete theoretical analysis for higher order asymptotic terms and the HRR zone at a crack tip for mode I and mode II loading of a hardening materials*. Acta Mechanica, Vol. 98 (1993) pp. 99-106

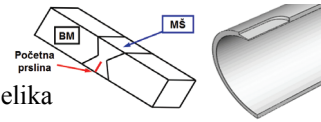


B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiriranog čelika

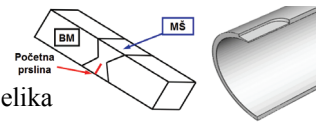
- 3.33 Y.J. Chao, S. Yang, M.A. Sutton: *On the fracture of solids characterized by one or two parameters: theory and practice*. Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 42 (1994) pp. 629-647
- 3.34 Y.J. Chao, L. Zhang: *Tables of plane strain crack tip fields: HRR and higher order terms*. Me-Report, 97-1, Department of Mechanical Engineering, University of South Carolina (1997)
- 3.35 VOCALIST. *Validation of constraint based assessment methodology in structural integrity*, FIKS CT-2000-00090. Fifth framework of the European atomic energy community (EURATOM).
- 4.1 M. Springmann: *Identifikation von Materialparametern schadigungsmechanischer Gesetze unter Einbeziehung der Dehnungslokalisierung*. Doktorska disertacija, Technischen Universitaet Bergakademie Freiberg (2005)
- 4.2 C.A. Weis-Olea: *Influence of Energy Input in Friction Stir Welding on Structure Evolution and Mechanical Behaviour of Precipitation-Hardening in Aluminium Alloys (AA2024-T351, AA6013-T6 and Al-Mg-Sc)*. GKSS Report 2008/8, Geesthacht (2008)
- 4.3 D. Steglich, T. Siegmund, W. Brocks: *Micromechanical modeling of damage due to particle cracking in reinforced metals*. Computational Materials Science, Vol. 16 (1999) pp. 404-413
- 4.4 F.A. McClintock: *Ductile rupture by the growth of holes*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 35 (1968) pp. 363-371
- 4.5 A. Pineau: *Modeling ductile to brittle fracture transition in steels-micromechanical and physical challenges*. International Journal of Fracture, Vol. 150 (2008) pp. 129-156
- 4.6 J. Besson: *Continuum Models of Ductile Fracture: A Review*. International Journal of Damage Mechanics, Vol. 19 (2010) pp. 3-52
- 4.7 H. Fresnel, P. Longère, V. Grolleau, P. Hardy, G. Rio: *Numerical prediction of the structural failure of airbag inflators in the destructive testing phase*. Engineering Failure Analysis, Vol. 16 (2009) pp. 2140-2152
- 4.8 D. Fabregue, T. Pardoen: *A constitutive model for elastoplastic solids containing primary and secondary voids*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 56 (2008) pp. 719-741
- 4.9 M. Rakin: *Analiza nastanka žilavog loma konstrukcionog čelika primenom mikromehaničkih modela*. Doktorska disertacija, Tehnološko-metalurški fakultet, Beograd (2003)
- 4.10 M. Zrilić: *Primena lokalnog pristupa na procenu preostalog veka komponenti visokotemperaturske opreme*. Doktorska disertacija, Tehnološko-metalurški fakultet, Beograd (2004)
- 4.11 B.K. Dutta, H.S. Kushwaha: *A modified damage potential to predict crack initiation: theory and experimental verification*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71 (2004) pp. 263-275
- 4.12 M. Zrilić, M. Rakin, B. Međo, Z. Cvijović, A. Sedmak: *Evaluation of damage of steam pipeline steel using local approach to fracture*. Proceedings of the 2008 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Chicago (2008) pp. 1-7, objavljeno na CD-u
- 4.13 P.F. Thomason: *Ductile fracture of metals*. Pergamon Press, Oxford (1990)
- 4.14 H. Riedel: *Fracture mechanics*. Fraunhofer Institut fuer Werkstoffmechanik IWM, Freiburg (1992)
- 4.15 L. Bauvineau, H. Burlet, C. Eripret, A. Pineau: *Modelling ductile stable crack growth in a C-Mn steel with local approach*. In: Proceedings of the 1st European Mechanics of Materials Conference on Local Approach to Fracture, EUROMECH-MECAMAT'96, Fontainebleau (1996) pp. 22-32
- 4.16 Y. Huang: *Accurate dilatation rates for spherical voids in triaxial stress fields*. Transactions ASME: Journal of Applied Mechanics, Vol. 58 (1991) pp. 1084-1086
- 4.17 C. Chaouadi, P. de Meester, W. Vandermeulen: *Damage work as ductile fracture criterion*. International Journal of Fracture, Vol. 66 (1994) pp. 155-164
- 4.18 R. Chaouadi, P. De Meester, M. Scibetta: *Micromechanically modeling of ductile fracture toughness of reactor pressure vessel steels*. In: Proceedings of the 1st European Mechanics of Materials Conference on Local Approach to Fracture, EUROMECH-MECAMAT'96, Fontainebleau (1996) pp. 126-138



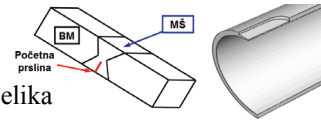
- 4.19 J.R. Rice, M.A. Johnson: *The role of large crack tip geometry changes in plane strain fracture*. In: Inelastic Behavior of Solids, McGraw-Hill, New York (1970) pp. 641-672
- 4.20 G. Le Roy, J.D. Embury, G. Edwards, M.F. Ashby: *A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids*. Acta Metallurgica, Vol. 29 (1981) pp. 1509-1522
- 4.21 C. Berg: *Plastic dilatation and void interaction*. In: Inelastic Behavior of Solids, McGraw-Hill, New York (1970) pp. 171-210
- 4.22 C. Chu, A. Needleman: *Void nucleation effects in biaxially stretched sheets*. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 102 (1980) pp. 249-256
- 4.23 A.G. Franklin: *Comparison between a quantitative microscope and chemical methods for assessment of non-metallic inclusions*. Journal of Iron and Steel Institute, Vol. 207 (1969) pp. 181-186
- 4.24 N. Kanetake, M. Nomura, T. Choh: *Continuous observation of microstructural degradation during tensile loading of particle reinforced aluminium composites*. Materials Science and Technology, Vol. 11 (1995) pp. 1246-1252
- 4.25 J. Besson, L. Devillers-Guerville, A. Pineau: *Modeling of scatter and size effect in ductile fracture: application to thermal embrittlement of duplex stainless steels*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 67 (2000) pp. 169-190
- 4.26 T. Pardoen, J. Besson: *Micromechanics-based constitutive models of ductile fracture*. Chapter in: Local Approach to Fracture, Presses de l'Ecole des Mines, Paris (2004) pp. 221-264
- 4.27 P.F. Thomason: *Three-dimensional models for the plastic limit-loads at incipient failure of the intervoid matrix in ductile porous solids*. Acta Metallurgica, Vol. 33 (1985) pp. 1079-1085
- 4.28 V. Tvergaard: *On localization in ductile materials containing spherical voids*. International Journal of Fracture, Vol. 18 (1982) pp. 237-252
- 4.29 Z.L. Zhang: *A sensitivity analysis of material parameters for the Gurson constitutive model*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 19 (1996) pp. 561-570
- 4.30 M. Rakin, Z. Cvijović, V. Grabulov, S. Putić, A. Sedmak: *Prediction of ductile fracture initiation using micromechanical analysis*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71 (2004) pp. 813-827
- 4.31 M. Grange, J. Besson, E. Andrieu: *An anisotropic Gurson type model to represent the ductile rupture of hydrided Zircaloy-4 sheets*. International Journal of Fracture, Vol. 105 (2000) pp. 273-293
- 4.32 X. Gao, J. Faleskog, C.F., Shih R.H. Dodds: *Ductile tearing in part-through cracks: experiments and cell-model predictions*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 59 (1998) pp. 761-777
- 4.33 W. Brocks, D.Z. Sun, A. Hönl: *Verification of the transferability of micromechanical parameters by cell model calculations with visco-plastic materials*. International Journal of Plasticity, Vol. 11 (1995) pp. 971-989
- 4.34 T. Pardoen, I. Doghri, F. Delannay: *Experimental and numerical comparison of void growth models and void coalescence criteria for the prediction of ductile fracture in copper bars*. Acta Materialia, Vol. 46 (1998) pp. 541-552
- 4.35 D.Z. Sun, M. Sester, W. Schmitt: *Development and application of micromechanical material models for ductile fracture and creep damage*. International Journal of Fracture, Vol. 86 (1997) pp. 75-90
- 4.36 M. Springmann, M. Kuna: *Identification of material parameters of the Gurson-Tvergaard-Needleman model by combined experimental and numerical techniques*. Computational Materials Science, Vol. 32 (2005) pp. 544-552
- 4.37 Z.L. Zhang: *A complete Gurson model*. In: Nonlinear Fracture and Damage Mechanics, WIT Press, Southampton (2001) pp. 223-248
- 4.38 M. Garajeu, J.C. Michel, P. Suquet: *A micromechanical approach of damage in viscoplastic materials by evolution in size, shape and distribution of voids*. Computational Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 183 (2000) pp. 223-246
- 4.39 G. Vadillo, J. Fernandez-Saez: *An analysis of Gurson model with parameters dependent on triaxiality based on unitary cells*. European Journal of Mechanics A/Solids, Vol. 28 (2009) pp. 417-427



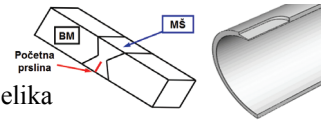
- 4.40 G. Bernauer, W. Brocks: *Numerical round robin on micro-mechanical models - Results*. ESIS TC8, GKSS Research Center, Geesthacht (2000)
- 4.41 D.Z. Sun, R. Kienzler, B. Voss, W. Schmitt: *Application of micro-mechanical models to the prediction of ductile fracture*. In: Fracture Mechanics, 22nd Symposium, Vol. II, ASTM STP 1131 (1992) pp. 368-378
- 4.42 D. Steglich, W. Brocks: *Micromechanical modeling of damage and fracture of ductile metals*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 21 (1998) pp. 1175-1188
- 4.43 N. Benseddiq, A. Imad: *A Ductile fracture analysis using a local damage model*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 85 (2008) pp. 219-227
- 4.44 W. Brocks: *Numerical round robin on micromechanical models - results*. IWM-Bericht T 8/95, Fraunhofer Institut fuer Werkstoffmechanik IWM, Freiburg (1995)
- 4.45 Y. Zhang, Z. Chen: *On the effect of stress triaxiality on void coalescence*. International Journal of Fracture, Vol. 143 (2007) pp. 105-112
- 4.46 M. Rakin, N. Gubeljak, M. Dobrojević, A. Sedmak: *Modelling of ductile fracture initiation in strength mismatched welded joint*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75 (2008) pp. 3499-3510
- 4.47 J. Koplik, A. Needleman: *Void growth and coalescence in porous plastic solids*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 24 (1988) pp. 835-853
- 4.48 J.K. Kim, X.S. Gao, T.S. Srivatsan: *Modeling of void growth in ductile solids: effect of stress triaxiality and initial porosity*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71 (2004) pp. 379-400
- 4.49 T. Pardoen, J.W. Hutchinson: *An extended model for void growth and coalescence*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 48 (2000) pp. 2467-2512
- 4.50 A. Oral, G. Anlas, J. Lambros: *Determination of Gurson-Tvergaard-Needleman Model Parameters for Failure of a Polymeric Material*. International Journal of Damage Mechanics (2011) doi: 10.1177/1056789510385261
- 4.51 M. Danielsson, D.M. Parks, M.C. Boyce: *Three-dimensional micromechanical modeling of voided polymeric materials*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 50 (2002) pp. 351-379
- 4.52 M. Challier, J. Besson, L. Laiarinandrasana, R. Piques: *Damage and fracture of polyvinylidene fluoride (PVDF) at 20 °C: Experiments and modelling*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 73 (2006) pp. 79-90
- 4.53 D. Ferretti, M. Rossi, G. Royer-Carfagni: *An ESPI experimental study on the phenomenon of fracture in glass. Is it brittle or plastic?* Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 59 (2011) pp. 1338-1354
- 4.54 S. Hao, W. Brocks: *The Gurson-Tvergaard-Needleman-model for rate and temperature-dependent materials with isotropic and kinematic hardening*. Computational Mechanics, Vol. 20 (1997) pp. 34-40
- 4.55 J. Besson, C. Guillemer-Neel: *An extension of the Green and Gurson models to kinematic hardening*. Mechanics of Materials, Vol. 35 (2003) pp. 1-18
- 4.56 U. Muehlich, W. Brocks: *On the numerical integration of a class of pressure-dependent plasticity models including kinematic hardening*. Computational Mechanics, Vol. 31 (2003) pp. 479-488
- 4.57 A. Pirondi, N. Bonora, D. Steglich, W. Brocks, D. Hellmann: *Simulation of failure under cyclic plastic loading by damage models*. International Journal of Plasticity, Vol. 22 (2006) pp. 2146-2170
- 4.58 D. Steglich, A. Pirondi, N. Bonora, W. Brocks: *Micromechanical modelling of cyclic plasticity incorporating damage*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 42 (2005) pp. 337-351
- 4.59 P.F. Thomason: *A Theory for Ductile Fracture by Internal Necking of Cavities*. Journal of the Institute of Metals, Vol. 96 (1968) pp. 360-365
- 4.60 A. Pineau: *Development of the local approach to fracture over the past 25 years: theory and applications*. International Journal of Fracture, Vol. 138 (2006) pp. 139-166
- 4.61 Y. Bai, T. Wierzbicki: *A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence*. International Journal of Plasticity, Vol. 24 (2008) pp. 1071-1096
- 4.62 M. Brunig, O. Chyra, D. Albrecht, L. Driemeier, M. Alves: *A ductile damage criterion at various stress triaxialities*. International Journal of Plasticity, Vol. 24 (2008) pp. 1731-1755



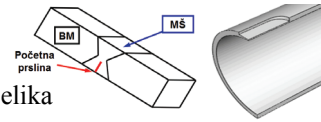
- 4.63 X. Gao, J. Kim: *Modeling of ductile fracture: significance of void coalescence*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 43 (2006) pp. 6277-6293
- 4.64 X. Gao, G. Zhang, C. Roe: *A study on the effect of the stress state on ductile fracture*. International Journal of Damage Mechanics, Vol 19 (2010) pp. 75-94
- 4.65 L. Xue: *Ductile fracture modeling - theory, experimental investigation and numerical verification*. Doktorska disertacija, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, USA (2007)
- 4.66 A. Weck: D. Wilkinson: *Experimental investigation of void coalescence in metallic sheets containing laser drilled holes*. Acta Materialia, Vol. 56 (2008) pp. 1774-1784
- 4.67 A. Weck: *The role of coalescence on ductile fracture*. Doktorska disertacija, McMaster University, Hamilton (2007)
- 4.68 L. Xue: *Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75 (2008) pp. 3343-3366
- 4.69 Y. Bao, T. Wierzbicki: *On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 46 (2004) pp. 81-98
- 4.70 I. Barsoum, J. Faleskog: *Rupture in combined tension and shear: experiments*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 44 (2007) pp. 1768-1786
- 4.71 V. Tvergaard: *Shear deformation of voids with contact modeled by internal pressure*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 50 (2008) 1459-1465
- 4.72 K. Nahshon, J.W. Hutchinson: *Modification of the Gurson Model for shear failure*. European Journal of Mechanics A/Solids, Vol. 27 (2008) pp. 1-17
- 4.73 K.L. Nielsen, V. Tvergaard: *Effect of a shear modified Gurson model on damage development in a FSW tensile specimen*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 46 (2009) pp. 587-601
- 5.1 O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor: *The finite element method*. McGraw-Hill, London (1989)
- 5.2 K.J. Bathe: *Finite element procedures*. Prentice Hall, Englewood Cliffs (1996)
- 5.3 G.F. Carey, J.T. Oden: *Finite elements II: a second course*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, N.J. (1981)
- 5.4 M. Sekulović: *Metod konačnih elemenata*. Građevinska knjiga, Beograd (1988)
- 5.5 B. Međo: *Verifikacija primalno-mešovite metode konačnih elemenata u problemima provođenja toplote u mehanici čvrstog tela*. Matematički fakultet Univerziteta u Beogradu, Odsek za mehaniku (2006)
- 5.6 D. Mijuca, A. Žiberna, B. Međo: *A novel primal-mixed finite element approach for heat transfer in solids*. Computational Mechanics, Vol. 39 (2007) pp. 367-379
- 5.7 D. Mijuca, A. Žiberna, B. Međo: *A new multifield finite element method in steady state heat analysis*. Thermal science, Vol. 9 (2005) pp. 111-130
- 5.8 E. Hinton: *NAFEMS introduction to nonlinear finite element analysis*. NAFEMS Bernie Hill, East Kilbride, Glasgow (1992)
- 5.9 E. Romhanji: *Mehanika i metalurgija deformacije metala*. Tehnološko-metalurški fakultet, Beograd (2001)
- 5.10 G.E. Dieter: *Mechanical metallurgy*. Mc Graw-Hill, New York (1986)
- 5.11 *Abaqus analysis user's manual*. Simulia (2006-2009)
- 5.12 D.M. Parks: *The virtual crack extension method for nonlinear material behavior*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 12 (1977) pp. 353-364
- 5.13 H.G. DeLorenzi: *On the energy release rate and the J-integral for 3D crack configurations*. International Journal of Fracture, Vol. 19 (1982) pp. 183-193
- 5.14 W. Brocks, I. Scheider: *Numerical aspects of the path-dependence of the J-integral in incremental plasticity*. Technical Note GKSS/WMS/01/08, internal report, GKSS Research Center, Geesthacht (2001)
- 5.15 M. Rakin, O. Kolednik, N.K. Simha, F.D. Fischer: *Influence of residual stresses on the crack driving force in bimetals with sharp interface*. In: Proceedings of the 11th International Conference on Fracture, Turin (2005) objavljeno na CD-u



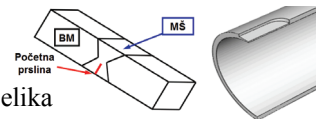
- 5.16 M. Rakin, O. Kolednik, B. Međo, N.K. Simha, F.D. Fischer: *A case study on the effect of thermal residual stresses on the crack driving force in linear-elastic bimaterials*. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 51 (2009) pp. 531-540
- 5.17 B. Međo, M. Rakin, O. Kolednik, N.K. Simha, F.D. Fischer: *The effect of residual stresses on elastic and elastic-plastic bimaterials with initial crack perpendicular to the interface*. In: Proceedings of the 5th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering ECCOMAS 2008, Venice (2008) objavljeno na CD-u
- 5.18 G. Bernauer, W. Brocks: *Micro-mechanical modelling of ductile damage and tearing - results of a European numerical round robin*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 25 (2002) pp. 363-384
- 5.19 C. Poussard, C. Sainte Catherine: *A synthesis of numerical round robin on local approach to simulate the brittle to ductile transitions curve by a RPV steel*. In: Proceedings of the 9th European Mechanics of Materials Conference EUROMECH - MECAMAT, Moret-sur-Loing (2006) pp. 279-284
- 5.20 J. Faleskog, X. Gao, C.F. Shih: *Cell model for nonlinear fracture analysis - micromechanics calibration*. International Journal of Fracture, Vol. 89 (1998) pp. 375-398
- 5.21 L. Xia, C.F. Shih: *Ductile crack growth - I. A Numerical study using computational cells with microstructurally-based length scales*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 43 (1995) pp. 233-259
- 5.22 Z.P. Bazant, G. Pijaudier-Cabot: *Non Local Continuum Damage. Localization, Instability and Convergence*. Journal of Applied Mechanics, Vol. 55 (1988) pp. 287-294
- 5.23 E. Aifantis: *The Physics of Plastic Deformation*. International Journal of Plasticity, Vol. 3 (1987) pp. 211-248
- 5.24 R.H.J. Peerlings, R. De Borst, W.A.M. Brekelmans, J.H.P. De Vree, I. Spee: *Some Observations on Localisation In Non-local and Gradient Damage Models*, European Journal of Mechanics A/Solids, Vol. 15 (1996) pp. 937-953
- 5.25 M.K. Samal, M. Seidenfuss, E. Roos, B.K. Dutta, H.S. Kushwaha: *Finite element formulation of a newnonlocal damage model*. Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 44 (2008) pp. 358-371
- 5.26 K. Enakoutsa, J.B. Leblond, G. Perrin: *Numerical implementation and assessment of a phenomenological nonlocal model of ductile rupture*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 196 (2007) pp. 1946-1957
- 5.27 K. Saanouni, J.L. Chaboche, P.M. Lesne: *On the Creep Crack Growth Prediction By a Non Local Damage Formulation*. European Journal of Mechanics A/Solids, Vol. 8 (1989) pp. 437-459
- 5.28 E. Lorentz, S. Andrieux: *Analysis of Non-local Models Through Energetic Formulations*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 40 (2003) pp. 2905-2936
- 6.1 S. Feld-Payet, J. Besson, F. Feyel: *A continuous-discontinuous description of ductile fracture using adaptive remeshing strategies*. Proceedings of the IV European Conference on Computational Mechanics ECCM IV, Paris (2010) objavljeno na CD-u
- 6.2 J. Mediavilla, R.H.J. Peerlings, M.G.D. Geers: *A robust and consistent remeshing-transfer operator for ductile fracture simulations*. Computers and Structures, Vol. 84 (2006) pp. 604-623
- 6.3 P.O. Bouchard, F. Bay, Y. Chastel: *Numerical modelling of crack propagation: automatic remeshing and comparison of different criteria*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 192 (2003) pp. 3887-3908
- 6.4 P. Negre, D. Steglich, W. Brocks: *Crack extension at an interface: prediction of fracture toughness and simulation of crack path deviation*. International Journal of Fracture, Vol. 134 (2005) pp. 209-229
- 6.5 O. Chabanet, D. Steglich, J. Besson, V. Heitmann, D. Hellmann, W. Brocks: *Predicting crack growth resistance of aluminium sheets*. Computational Materials Science, Vol. 26 (2003) pp. 1-12
- 6.6 Y. Chen, S. Lambert: *Numerical modeling of ductile tearing for semi-elliptical surface cracks in wide plates*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 82 (2005) pp. 417-426
- 6.7 J. Besson, D. Steglich, W. Brocks: *Modeling of crack growth in round bars and plane strain specimens*. International Journal of Solids and Structures, Vol. 38 (2001) pp. 8259-8284



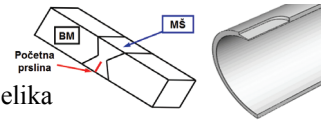
- 6.8 J. Besson, R. Desmorat: *Numerical implementation of constitutive models*. Chapter in: *Local Approach to Fracture*, Presses de l'École des Mines, Paris (2004) pp. 279-310
- 6.9 V. Tvergaard, J.W. Hutchinson: *Two mechanisms of ductile fracture: void by void growth versus multiple void interaction*. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 39 (2002) pp. 3581-3597
- 6.10 V. Tvergaard: *Discrete modelling of ductile crack growth by void growth to coalescence*. *International Journal of Fracture*, Vol. 148 (2007) pp. 1-12
- 6.11 R.M. McMeeking: *Finite deformation analysis of crack tip opening in elastic-plastic materials and implications for fracture initiation*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 25 (1977) pp. 357-381
- 6.12 J. Kim, X. Gao, T.S. Srivatsan: *Modeling of crack growth in ductile solids: a three-dimensional analysis*. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 40 (2003) pp. 7357-7374
- 6.13 X. Gao, T. Wang, J. Kim: *On ductile fracture initiation toughness: Effects of void volume fraction, void shape and void distribution*. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 42 (2005) pp. 5097-5117
- 6.14 V. Tvergaard, J.W. Hutchinson: *Effect of strain-dependent cohesive zone model on predictions of crack growth resistance*. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 33 (1996) 3297-3308
- 6.15 T. Siegmund, W. Brocks: *Prediction of the work of separation and implications to modeling*. *International Journal of Fracture*, Vol. 99 (1999) pp. 97-116
- 6.16 I. Scheider, M. Schodel, W. Brocks, W. Schonfeld: *Crack propagation analyses with CTOA and cohesive model: Comparison and experimental validation*. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 73 (2006) pp. 252-263
- 6.17 A. Hillerborg, M. Modeer, P.E. Petersson: *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*. *Cement Concrete Research*, Vol. 6 (1976) pp. 773-782
- 6.18 P. Cambrésy: *Damage and fracture mechanisms investigations of an aluminium laser beam weld*. GKSS Research Center, Geesthacht (2006)
- 6.19 I. Scheider: *Cohesive model for crack propagation analyses of structures with elastic-plastic material behavior - foundations and implementation*. GKSS research center, WMS, Geesthacht (2001)
- 6.20 U. Zerbst, M. Heinemann, C. Dalle Donne, D. Steglich: *Fracture and damage mechanics modelling of thin-walled structures - An overview*. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 76 (2009) pp. 5-43
- 6.21 K.H. Schwalbe, I. Scheider, A. Cornec: *SIAM CM 09 - The SIAM method for applying cohesive models to the damage behaviour of engineering materials and structures*. GKSS research center, WMS, Geesthacht (2009)
- 6.22 V. Tvergaard: *Crack growth predictions by cohesive zone model for ductile fracture*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 49 (2001) pp. 2191-2207
- 6.23 I. Scheider: *Derivation of separation laws for cohesive models in the course of ductile fracture*. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 76 (2009) pp. 1450-1459
- 7.1 K.H. Schwalbe, R.A. Ainsworth, C. Eripret, C. Franco, P. Gilles, M. Koçak, H. Pisarski, Y.Y. Wang: *Common views on the effects of yield strength mis-match on testing and structural assessment*. In: *Mis-matching of Interfaces and Welds*, GKSS Research Center, Geesthacht (1997) pp. 99-132
- 7.2 I. Penuelas, C. Betegon, C. Rodriguez: *A ductile failure model applied to the determination of the fracture toughness of welded joints. Numerical simulation and experimental validation*. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 73 (2006) pp. 2756-2773
- 7.3 M. Manjgo, B. Medo, Lj. Milović, Z. Burzić, M. Rakin, A. Sedmak: *Analysis of welded tensile plates with a surface notch in the weld metal and heat affected zone*. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77 (2010) pp. 2958-2970
- 7.4 C. Thaulow, M. Toyoda: *Strength mis-match effect on fracture behaviour of HAZ*. In: *Mis-Matching of Interfaces and Welds*, GKSS Research Center, Geesthacht (1997) pp. 75-98



- 7.5 B. Younise, M. Rakin, N. Gubeljak, B. Međo, M. Burzić, M. Zrilić, A. Sedmak: *Micromechanical analysis of mechanical heterogeneity effect on the ductile tearing of weldments*. Materials and Design, Vol. 37 (2012) pp. 193-201
- 7.6 B. Međo, M. Rakin, O. Kolednik, N.K. Simha, F.D. Fischer: *Utjecaj zaostalih napona na ponašanje zavarenih spojeva i drugih nehomogenih materijala sa prslinama*. Zavarivanje i zavarene konstrukcije, Vol. 54 (2009) pp. 43-49
- 7.7 N. Gubeljak: *Vpliv razlike meje plastičnosti med osnovnim materialom in heterogenim zvarnim spojem na lomne lastnosti*. Doktorska disertacija, Fakulteta za strojništvo, Maribor (1998)
- 7.8 N. Gubeljak, I. Scheider, M. Kočak, M. Oblak, J. Predan: *Constraint effect on fracture behaviour on strength mis-matched weld joint*. In: Proceedings of the 14th European Conference on Fracture, Vol I, Krakow (2002) pp. 647-655
- 7.9 M. Dobrojević: *Simulacija rasta prslina u zavarenim spojevima*. Doktorska disertacija, Mašinski fakultet, Beograd (2006)
- 7.10 J. Besson, D. Steglich, W. Brocks: *Modeling of plane strain ductile rupture*. International Journal of Plasticity, Vol. 19 (2003) pp. 1517-1541
- 7.11 A. Nonn, W. Dahl, W. Bleck: *Numerical modelling of damage behaviour of laser-hybrid welds*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75 (2008) pp. 3251-3263
- 7.12 N. Benseddiq, A. Imad: *A Ductile fracture analysis using a local damage model*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 85 (2008) pp. 219-227
- 7.13 V. Uthaisangasuk, U. Prahl, S. Muenstermann, W. Bleck: *Experimental and numerical failure criterion for formability prediction in sheet metal forming*. Computational Materials Science, Vol. 43 (2008) pp. 43-50
- 7.14 D. Steglich, W. Brocks: *Micromechanical modeling of damage and fracture of ductile metals*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 21 (1998) pp. 1175-1188
- 7.15 M.J. Dong, C. Prioul, D. Francois: *Damage effect on the fracture toughness of nodular cast iron: part-II. damage zone characterization ahead of a crack tip*. Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 28 (1997) pp. 2255-2262
- 7.16 T. Pardoen, F. Scheyvaerts, A. Simar, C. Tekoglu, P. Onck: *Multiscale modeling of ductile failure in metallic alloys*. Comptes Rendus Physique, Vol. 11 (2010) pp. 326-345
- 7.17 P. Cambresy: *Damage and fracture mechanisms investigations of an aluminium laser beam weld*. GKSS report 2006/5, GKSS-Forschungszentrum, Geesthacht (2006)
- 7.18 W. Brocks, K.H. Schwalbe, U. Zerbst: *Structural integrity assessment of thin-walled structures*. Advanced Engineering Materials, Vol. 8 (2006) pp. 319-327
- 7.19 B. Younise, M. Rakin, B. Međo, N. Gubeljak, D. Kozak, A. Sedmak: *Numerical analysis of constraint effect on ductile tearing in strength mismatched welded CCT specimens using micromechanical approach*. Technical Gazette, Vol. 18 (2011) pp. 333-340
- 7.20 B. Younise, M. Rakin, B. Međo, A. Sedmak: *Numerical simulation for studying constraint effect on ductile fracture initiation using complete Gurson model*. FME Transactions, Vol. 38 (2010) pp. 197-202
- 7.21 B. Younise, M. Rakin, N. Gubeljak, B. Međo, A. Sedmak: *Numerical simulation of constraint effect on fracture initiation in welded specimens using a local damage model*. Structural Integrity and Life / Integritet i vek konstrukcija, Vol. 11 (2011) pp. 51-56
- 7.22 M. Rakin, B. Međo: *Micromechanical constitutive equations for ductile fracture prediction*. Fundamentals of Fracture Mechanics and Structural Integrity Assessment Methods - monograph of the 10th International Fracture Mechanics Summer School IFMASS 10 (Ed. S. Sedmak) MF, TMF, DIVK and IMS, Belgrade (2009) pp. 69-86
- 7.23 B. Međo, M. Rakin, N. Gubeljak, A. Sedmak: *Application of complete Gurson model for prediction of ductile fracture in welded steel joints*. Key Engineering Materials, Vol. 399 (2009) pp. 13-20
- 7.24 B. Međo, M. Rakin, M. Zrilić, S. Putić, A. Sedmak: *Micromechanical estimate of critical values of J integral for steam pipeline steel*. Materials science, Vol. 45 (2009) pp. 523-531

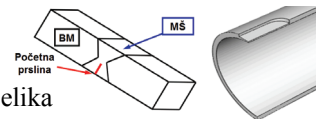


- 7.25 J. Xu, Z.L. Zhang, E. Østby, B. Nyhus, D.B. Sun: *Constraint effect on the ductile crack growth resistance of circumferentially cracked pipes*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77 (2010) pp. 671-684
- 7.26 K. Solanki, S.R. Daniewicz, J.C. Newman Jr.: *Finite element analysis of plasticity-induced fatigue crack closure: an overview*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71 (2004) pp. 149-171
- 7.27 K.N. Shivakumar, J.C. Newman, *Numerical fracture simulation of bend specimens using a CTOD criterion*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 32 (1989) pp. 203-210
- 7.28 J. Predan, N. Gubelj, O. Kolednik: *On the local variation of the crack driving force in a double mismatched weld*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 74 (2007) pp. 1739-1757
- 7.29 J. Predan: *Gonilna sila razvoja razpoke v nehomogenem materialu*. Doktorska disertacija, Fakulteta za strojništvo, Maribor (2005)
- 7.30 B. Međo, M. Rakin, N. Gubelj, J. Predan, M. Arsić, A. Sedmak: *Influence of crack length on ductile fracture initiation in welded joints with one and two weld metals*. Key Engineering Materials, Vol. 465 (2011) pp. 578-581
- 7.31 B. Međo, M. Rakin, N. Gubelj, J. Predan, K. Čolić, A. Sedmak: *Assessment of ductile fracture initiation in welded joints with two weld metals*. Welding and Material Testing, Vol. 19 (2010) pp. 38-40
- 7.32 B. Međo, M. Rakin, N. Gubelj: *Micromechanical analysis of ductile fracture initiation in mismatched and double mismatched welded joints*. Proceedings of the 2009 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Prague, Czech Republic (2009) pp. 1-7, objavljeno na CD-u
- 7.33 B. Međo, M. Rakin, N. Gubelj, J. Predan, A. Sedmak: *Micromechanical modelling of ductile fracture in inhomogeneous welded joints*. Book of abstracts of the International Conference on Computational Modeling of Fracture and Failure of Materials and Structures CFRAC, Barcelona (2011) pp. 108
- 7.34 B. Međo, M. Rakin, N. Gubelj, J. Predan, A. Sedmak: *Computational aspects of micromechanical ductile fracture analysis of steel welded joints*. Proceedings of the IV European Conference on Computational Mechanics ECCM IV, Paris (2010) objavljeno na CD-u
- 7.35 N. Gubelj: *Fracture behaviour of specimens with surface notch tip in the heat affected zone (HAZ) of strength mis-matched welded joints*. International Journal of Fracture, Vol. 100 (1999) pp. 155-167
- 7.36 D. Kozak, N. Gubelj, P. Konjatić, J. Sertić: *Yield load solutions of heterogeneous welded joints*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 86 (2009) pp. 807-812
- 8.1 Ž. Šarkoćević: *Otpornost prema oštećenju i lomu zaštitnih zavarenih cevi u naftnim bušotinama*. doktorska disertacija. Univerzitet u Beogradu (2010)
- 8.2 American Society of Mechanical Engineers, ASME B31G: *Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines*. New York, 1991.
- 8.3 J. Kiefner, P. Vieth: *A modified criterion for evaluating the strength of corroded pipe* - Final Report on project PR 3-805 to the Pipeline Supervisory Committee of the American Gas Association, Ohio: Battelle (1989)
- 8.4 J. Kiefner, P. Vieth: *New method corrects criterion for evaluating corroded pipe*. Oil and Gas Journal, Vol. 88 (1990) pp. 56-59
- 8.5 Det Norske Veritas, DNV RP-F101: *Corroded pipelines - recommended practice*, Hovik (2004)
- 8.6 J.B. Choi, B.K. Goo, J. C. Kim, Y.J. Kim, W.S. Kim: *Development of limit load solutions for corroded gas pipelines*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 80 (2003) pp. 121-128
- 8.7 H. Adib-Ramezani, J. Jeong, G. Pluvinage: *Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to external corrosion defects using the SINTAP procedure*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 83 (2006) pp. 420-432



B. Međo: Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

- 8.8 M. Chiodo, C. Ruggieri: *Failure assessments of corroded pipelines with axial defects using stress-based criteria: Numerical studies and verification analyses*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 86 (2009) pp. 164-176
- 8.9 *FITNET: European Fitness for Service Network*, Final Technical Report, Geesthacht, Germany (2006)
- 8.10 D. Kozak, Ž. Ivandić, P. Konjatić: *Determination of the critical pressure for a hot-water pipe with a corrosion defect*. Materiali in tehnologije / Materials and technology, Vol. 44 (2010) pp. 385-390
- 8.11 *SINTAP: Structural integrity assessment procedure*. Final report EU project BE95-1462, Brussels (1999)
- 8.12 Ž. Šarkočević, M. Arsić, B. Međo, D. Kozak, M. Rakin, Z. Burzić, A. Sedmak: *Damage level estimate of API J55 steel for welded seam casing pipes*. Strojarstvo: Journal for Theory and Application of Mechanical Engineering, Vol. 51 (2009) pp. 303-311
- 8.13 Aramis GOM GmbH, <http://www.gom.com>
- 8.14 M. Rakin, M. Arsić, B. Međo, Ž. Šarkočević, I. Ivanović, A. Sedmak: *API J55 steel casing pipe with an initial surface crack under internal pressure - determination of fracture parameters*. Key Engineering Materials, Vols. 488-489 (2012) pp. 577-580
- 8.15 B. Međo, M. Rakin, M. Arsić, Ž. Šarkočević, M. Zrilić, S. Putić: *Determination of the load carrying capacity of damaged pipes using local approach to fracture*. Materials Transactions, Vol. 53 (2012) pp. 185-190
- 8.16 B. Međo, M. Rakin, M. Arsić, Ž. Šarkočević, A. Sedmak: *Micromechanical approach to integrity assessment of surface damaged pipes*. Proceedings of the 3rd Serbian (28th Yu) Congress on Theoretical and Applied Mechanics, Vlasina Lake (2011) pp. 645-654
- 8.17 M. Rakin, B. Međo, M. Arsić, Ž. Šarkočević, V. Grabulov, A. Sedmak: *Damage and failure assessment of pipes with local thin areas*. Proceedings of the International Conference on Damage Mechanics ICDM, Belgrade (2012) pp. 281-284
- 8.18 M. Arsić, M. Rakin, Ž. Šarkočević, B. Međo, Z. Burzić, A. Sedmak: *Remaining strength of damaged API J55 steel casing pipes*, submitted to International Journal of Pressure Vessels and Piping (2012)
- 8.19 M. Rakin, M. Arsić, B. Međo, Ž. Šarkočević, A. Sedmak: *Zaštitna cev od čelika API J55 pod dejstvom unutrašnjeg pritiska – uticaj oštećenja usled korozije na granična opterećenja*. Zbornik 24. međunarodnog kongresa o procesnoj industriji PROCESING '11, Fruška gora (2011) Objavljeno na CD-u
- 8.20 B. Bezensek, K. Miyazaki: *Alignment criteria for through-wall flaws in plates and pipes*. Proceedings of the 2009 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, Prague (2009) objavljeno na CD-u
- 8.21 F. Dotta, C. Ruggieri: *Structural integrity assessments of high pressure pipelines with axial flaws using a micromechanics model*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 81 (2004) pp. 761-770
- 8.22 S. Saxena, N. Ramakrishnan, J.S. Chouhan: *Establishing methodology to predict fracture behaviour of piping components by numerically predicting specimen fracture data using tensile specimen test*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77 (2010) pp. 1058-1072
- 8.23 C.K. Oh, Y.J. Kim, J.H. Baek, Y.P. Kim, W.S. Kim: *A phenomenological model of ductile fracture for API X65 steel*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 84 (2007) pp. 512-525



Biografija autora

Bojan I. Međo je rođen 10. aprila 1978 godine u Zenici, BiH. Osnovnu školu je završio u Sarajevu, a gimnaziju u Beogradu. Na Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu upisao se 1996. godine, gde je i diplomirao 05. februara 2003. godine na Odseku za Motorna vozila.

Magistarsku tezu sa naslovom "Verifikacija primalno-mešovite metode konačnih elemenata u problemima provođenja toplote u mehanici čvrstog tela" odbranio je 11. oktobra 2006. godine na Matematičkom fakultetu Univerziteta u Beogradu, na Odseku za mehaniku.

Od 01.01.2008. zaposlen je kao istraživač saradnik Tehnološko-metalurškom fakultetu u Beogradu. Od 01.01.2006. do 31.12.2007. bio je zaposlen kao istraživač saradnik na Matematičkom institutu SANU. Od 01.08.2003. do 31.12.2005. bio je zaposlen kao pripravnik za istraživača saradnika na Matematičkom fakultetu u Beogradu

Bavi se teoretskim i primenjenim istraživanjima iz oblasti mehanike materijala i mehanike loma. Uža specijalizacija - primena numeričkih metoda, prvenstveno metode konačnih elemenata, na probleme mehanike loma i oštećenja. Bavio se teoretskim i primenjenim istraživanjima iz oblasti računске mehanike, naročito primenom metode konačnih elemenata i metode konačnih razlika na probleme mehanike čvrstih tela. Kao prvi autor ili koautor, do sada ima **55** objavljenih naučnih radova u međunarodnim/nacionalnim naučnim časopisima ili zbornicima radova međunarodnih/nacionalnih naučnih skupova, od kojih:

u časopisima sa SCI liste

7 radova u naučnim časopisima kat. **M21** (vrhunski međunarodni časopis);

7 radova u naučnim časopisima kategorije **M23** i **M24** (međunarodni časopis i časopis međunarodnog značaja verifikovan posebnom odlukom);

u časopisima koji nisu na SCI listi i zbornicima radova naučnih skupova

10 radova u naučnim časopisima kategorije **M51** (vodeći časopis nacionalnog značaja ili inostrani časopis koji se ne nalazi na SCI listi);

31 rad u naučnim časopisima ostalih kategorija i zbornicima radova međunarodnih i nacionalnih naučnih skupova.

Bio je ili je trenutno učesnik 5 nacionalnih i 5 međunarodnih naučno-istraživačkih projekata. Učestvovao u izvođenju nastave na Univerzitetu u Beogradu, i to na Tehnološko-metalurškom, Mašinskom i Saobraćajnom fakultetu. Učestvovao u organizaciji 2 međunarodna naučna skupa.

Prilog 1.

Izjava o autorstvu

Potpisani-a **Bojan Međo**

broj upisa _____

Izjavljujem

da je doktorska disertacija pod naslovom

Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

- rezultat sopstvenog istraživačkog rada,
- da predložena disertacija u celini ni u delovima nije bila predložena za dobijanje bilo koje diplome prema studijskim programima drugih visokoškolskih ustanova,
- da su rezultati korektno navedeni i
- da nisam kršio/la autorska prava i koristio intelektualnu svojinu drugih lica.

Potpis doktoranda

U Beogradu, 14.12.2012.

Boj Međo

Prilog 2.

Izjava o istovetnosti štampane i elektronske verzije doktorskog rada

Ime i prezime autora **Bojan Međo**

Broj upisa _____

Studijski program **Inženjerstvo materijala i mehanika**

Naslov rada **Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika**

Mentori **Prof. dr Marko Rakin i Prof. dr Aleksandar Sedmak**

Potpisani **Bojan Međo**

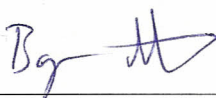
izjavljujem da je štampana verzija mog doktorskog rada istovetna elektronskoj verziji koju sam predao/la za objavljivanje na portalu **Digitalnog repozitorijuma Univerziteta u Beogradu**.

Dozvoljavam da se objave moji lični podaci vezani za dobijanje akademskog zvanja doktora nauka, kao što su ime i prezime, godina i mesto rođenja i datum odbrane rada.

Ovi lični podaci mogu se objaviti na mrežnim stranicama digitalne biblioteke, u elektronskom katalogu i u publikacijama Univerziteta u Beogradu.

Potpis doktoranda

U Beogradu, 14.12.2012.



Prilog 3.

Izjava o korišćenju

Ovlašćujem Univerzitetsku biblioteku „Svetozar Marković“ da u Digitalni repozitorijum Univerziteta u Beogradu unese moju doktorsku disertaciju pod naslovom:

Lokalni pristup žilavom lomu zavarenih spojeva niskolegiranog čelika

koja je moje autorsko delo.

Disertaciju sa svim prilogima predao/la sam u elektronskom formatu pogodnom za trajno arhiviranje.

Moju doktorsku disertaciju pohranjenu u Digitalni repozitorijum Univerziteta u Beogradu mogu da koriste svi koji poštuju odredbe sadržane u odabranom tipu licence Kreativne zajednice (Creative Commons) za koju sam se odlučio/la.

1. Autorstvo
2. Autorstvo - nekomercijalno
3. Autorstvo – nekomercijalno – bez prerade
4. Autorstvo – nekomercijalno – deliti pod istim uslovima
5. Autorstvo – bez prerade
6. Autorstvo – deliti pod istim uslovima

(Molimo da zaokružite samo jednu od šest ponuđenih licenci, kratak opis licenci dat je na poledini lista).

Potpis doktoranda

U Beogradu, 14.12.2012.

Boj M

1. Autorstvo - Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje dela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence, čak i u komercijalne svrhe. Ovo je najslobodnija od svih licenci.
2. Autorstvo – nekomercijalno. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje dela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu dela.
3. Autorstvo - nekomercijalno – bez prerade. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje dela, bez promena, preoblikovanja ili upotrebe dela u svom delu, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu dela. U odnosu na sve ostale licence, ovom licencom se ograničava najveći obim prava korišćenja dela.
4. Autorstvo - nekomercijalno – deliti pod istim uslovima. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje dela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence i ako se prerada distribuira pod istom ili sličnom licencom. Ova licenca ne dozvoljava komercijalnu upotrebu dela i prerada.
5. Autorstvo – bez prerade. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje dela, bez promena, preoblikovanja ili upotrebe dela u svom delu, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence. Ova licenca dozvoljava komercijalnu upotrebu dela.
6. Autorstvo - deliti pod istim uslovima. Dozvoljavate umnožavanje, distribuciju i javno saopštavanje dela, i prerade, ako se navede ime autora na način određen od strane autora ili davaoca licence i ako se prerada distribuira pod istom ili sličnom licencom. Ova licenca dozvoljava komercijalnu upotrebu dela i prerada. Slična je softverskim licencama, odnosno licencama otvorenog koda.