

Procjena radnog vijeka kućišta ventila

Galić, Ivica

Doctoral thesis / Disertacija

2012

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

Permanent link / Trajna poveznica: <https://um.nsk.hr/um:nbn:hr:235:391196>

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

Download date / Datum preuzimanja: **2024-09-13**

Repository / Repozitorij:

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





Sveučilište u Zagrebu

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Ivica Galić

PROCJENA RADNOG VIJEKA KUĆIŠTA VENTILA

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2012.



University of Zagreb
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
AND NAVAL ARCHITECTURE

Ivica Galić

LIFE ASSESSMENT OF VALVE BODY

DOCTORAL THESIS

Zagreb, 2012.



Sveučilište u Zagrebu
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

IVICA GALIĆ

PROCJENA RADNOG VIJEKA KUĆIŠTA VENTILA

DOKTORSKI RAD

prof. dr. sc. Milan Opalić

Zagreb, 2012.



University of Zagreb
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
AND NAVAL ARCHITECTURE

Ivica Galić

LIFE ASSESSMENT OF VALVE BODY

DOCTORAL THESIS

prof. dr. sc Milan Opalić

Zagreb, 2012.

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK: 621.646.2

Ključne riječi: Kućište ventila, nastanak pukotine, rast pukotine, zamor materijala, metoda kritičnih ravnina, MKE, X-FEM.

Znanstveno područje: TEHNIČKE ZNANOSTI

Znanstveno polje: STROJARSTVO

Institucija u kojoj je rad izrađen: Fakultet strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu

Mentor rada: Dr. sc. Milan Opalić, red. prof.

Broj stranica: 153

Broj slika: 89

Broj tablica: 20

Broj korištenih bibliografskih jedinica: 78

Datum obrane: _____

Povjerenstvo: Dr. sc. Zdenko Tonković, red. prof. – predsjednik povjerenstva

Dr. sc. Milan Opalić, red. prof. – mentor

Dr. sc. Milan Kljajin, red. prof. – član povjerenstva

Institucija u kojoj je rad pohranjen: Fakultet strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu

Zahvala

Iskreno se zahvaljujem na pomoći i kritičnom pristupu u oblikovanju rada mentoru prof. dr. sc. Milanu Opaliću te članovima povjerenstva prof. dr. sc. Zdenku Tonkoviću i prof. dr. sc. Milanu Kljajinu.

Zahvalio bih se i djelatnicima Katedre za elemente strojeva i konstrukcija FSBa u Zagrebu kao i djelatnicima Laboratorija za eksperimentalnu mehaniku FSBa u Zagrebu. Zahvaljujem se kolegama doc. dr. sc. Anti Bakiću, doc. dr. sc. Krešimiru Vučkoviću, doc. dr. sc. Janošu Kodvanju, dr. sc. Nenadu Drvaru i Zvonimiru Tomičeviću koji si mi pomagali u provedbi eksperimenata i ispitivanju materijala.

Isto tako bih se zahvalio i kolegama iz firme ATM d.o.o. Zagreb, posebno kolegi Željku Trnskom, koji su mi pomagali u pripremi i provedbi eksperimenata.

Na kraju bih se zahvalio svojoj obitelji, posebno supruzi Robertini bez čije ljubavi podrške i razumijevanja sve ovo ne bi bilo moguće.

Ovaj rad posvećujem svome pokojnom ocu Anđelku, koji me uveo u osnove strojarstva.

Sadržaj

1	Uvod.....	1
1.1	Pregled dosadašnjeg istraživanja	1
1.2	Hipoteza rada.....	3
1.3	Opis istraživanja	4
1.4	Očekivani doprinos.....	6
2	Nastanak pukotine.....	7
2.1	Mehanizmi i obilježja zamora	7
2.2	ε - N metoda.....	8
2.3	Odnos naprezanja i deformacije pri promjenjivom opterećenju	9
2.4	Definicija nastanka pukotine	11
2.4.1	Aproksimativne metode dobivanja cikličkih karakteristika materijala.....	14
2.5	Utjecaj srednjeg naprezanja.....	16
2.6	Nastanak pukotine pri višeosnom stanju naprezanja.....	18
2.6.1	Metoda kritične ravnine	18
2.6.2	Draperov pristup.....	22
2.7	Elasto-plastična korekcija.....	23
2.7.1	Neuberovo pravilo.....	24
2.7.2	Inkrementalno Neuberovo pravilo	25
3	Rast pukotine.....	26
3.1	Utjecaj zareznog djelovanja na koncentraciju naprezanja.....	26
3.2	Koeficijent intenziteta naprezanja	28
3.2.1	Metoda J -integrala.....	29
3.2.2	Procjena koeficijenta intenzivnosti naprezanja na osnovu J -integrala.....	34
3.3	Smjer rasta pukotine	35
3.3.1	Kriterij maksimalnog tangencijalnog naprezanja.....	36
3.3.2	Kriterij maksimalnog faktora oslobođene energije	36

3.3.3	Kriterij $K_{II} = 0$	37
3.4	Rast pukotine uslijed cikličkog opterećenja	37
3.5	Procjena cjelovitosti konstrukcije.....	40
3.5.1	Konstrukcija FAD-a prema opciji 3	41
3.6	Dopušteno opterećenje	42
4	Proširena metoda konačnih elemenata	44
4.1	Karakteristike X-FEMa	45
4.2	Općenita Heaviside-ova funkcija.....	46
4.3	Funkcije asimptotskog polja pomaka	47
4.4	X-FEM u dvodimenzijском prostoru.....	47
4.5	X-FEM u trodimenzijском prostoru	48
4.6	Jednadžbe ravnoteže	49
5	Ispitivanje materijala	51
5.1	Ovisnost naprezanje-deformacija čeličnog lijeva.....	51
5.2	Cikličke karakteristike čeličnog lijeva	53
5.3	Parisove konstante čeličnog lijeva.....	56
6	Eksperimentalno ispitivanje deformiranja kućišta ventila	57
6.1	Ispitivana kućišta ventila	57
6.1.1	Kućište ventila DN100 PN40	57
6.1.2	Kućište ventila DN50	66
7	Verifikacija X-FEM metode.....	77
7.1	Procjena koeficijenta intenzivnosti naprezanja	77
7.1.1	Savijanje epruvete u tri točke	77
7.1.2	Određivanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja na kućištu ventila	80
7.2	Savijanje cijevi u četiri točke.....	83
8	Radni vijek kućišta ventila s obzirom na zamor materijala	91
8.1	Proračun stijenke kućišta ventila prema normi EN 12516-2.....	91

8.2	Određivanje dopuštenog tlaka	93
8.3	Određivanje tlaka plastičnog tečenja	96
8.4	Nastanak i rast pukotine na kućištu bez greške	97
8.4.1	Nastanak pukotine na kućištu ventila	97
8.4.2	Rast nastale pukotine do kritične duljine	100
8.5	Rast pukotine na kućištu koje sadrži grešku	102
8.5.1	Rast hipotetskih pukotine na kućištu ventila DN100	103
8.5.2	Rast hipotetskih pukotina na kućištu ventila DN50	106
8.6	Najveća dozvoljena greška u materijalu kućišta ventila	109
8.6.1	Rast pukotine na kućištima DN100 i DN50	109
8.6.2	Nastanak oštre pukotine na mjestu greške kućišta ventila	111
9	Zaključak	116
10	Literatura	119

Popis slika

Slika 2.1 Shematski prikaz ravnina klizanja uslijed promjenjivog opterećenja.....	8
Slika 2.2 Princip sličnosti glatkog laboratorijskog uzorka i vlakna materijala na najopterećenijoj lokaciji	9
Slika 2.3 Petlja histereze	10
Slika 2.4 a) Efekt cikličkog rasta podatljivosti, b) efekt cikličkog očvršćivanja.....	11
Slika 2.5 Ovisnost deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine.....	13
Slika 2.6 Faze rasta pukotine [54].....	19
Slika 2.7 Moguće ravnine širenja pukotine za vrijeme I i II faze	20
Slika 2.8 Orijehtacija kritičnih ravnina za: a) krhke materijale, b), c) i d) duktilne materijale [35]	22
Slika 2.9 a) Neuberovo pravilo, b) inkrementalno Neuberovo pravilo	25
Slika 3.1 Eliptički provrt u ravnoj ploči	26
Slika 3.2 Tri tipa opterećenja s odgovarajućim tipovima pukotina [50].....	27
Slika 3.3 Definicija koordinatnog sustava u vršku pukotine.....	28
Slika 3.4 Krivulja za procjenu J -integrala.....	30
Slika 3.5 Zatvorena kontura koja obuhvaća površinu A	30
Slika 3.6 Definiranje lokalnog Kartezijevog sustava na fronti pukotine u točki S	32
Slika 3.7 Površine $A = A_o + A_t + A_p + A_k$ obuhvaćaju volumen V	32
Slika 3.8 Procjena smjera rasta pukotine po različitim kriterijima, [18].....	37
Slika 3.9 Tipični prikaz ovisnosti rasta pukotine o koeficijentu intenzivnosti naprezanja u metalima	38
Slika 3.10 Princip formiranja brazdi kod zamora [50].....	39
Slika 3.11 Izgled FAD dijagrama za GP240GH čelični lijev, opcija 3.....	42
Slika 3.12 Definiranje opterećenja plastičnog kolapsa: a) metoda dvostrukog elastičnog nagiba (TES), b) metoda sjecišta tangenti (TI)	43
Slika 4.1 Poboľjšani čvorovi u mreži konačnih elemenata.....	46
Slika 4.2 Položaj točke u odnosu na pukotinu	46
Slika 4.3 Izgled koordinata za funkcije poboljšavanja u vršku pukotine.....	47
Slika 4.4 Izgled koordinata za funkcije poboljšavanja u fronti pukotine.....	49
Slika 4.5 Granice i rubni uvjeti	50
Slika 5.1 Oblik i dimenzije epruveta za ispitivanje mehaničkih svojstava čeličnog lijeva GP240GH	52

Slika 5.2 Stvarni i konvencionalni dijagram naprezanje-deformacija čeličnog lijeva GP240GH	53
Slika 5.3 Ispitana epruveta s mjernim ekstenzometrom i nastalom pukotinom.....	54
Slika 5.4 Petlje histerezi: a) početna petlja, b) petlja polovine ispitivanja i c) završna petlja ispitivanja	54
Slika 5.5 Ovisnost deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine.....	55
Slika 6.1 Izgled i dimenzije kućišta ventila DN100 PN40.....	58
Slika 6.2 Oznaka kanala i položaj tenzometara na kućištu ventila DN100 PN40	59
Slika 6.3 Kućište ventila DN100 PN40 pripremljeno za eksperiment.....	60
Slika 6.4 Prikaz slomljenog kućišta	61
Slika 6.5 Izgled mreže konačnih elemenata korišten za diskretizaciju kućišta DN100 PN40. 62	
Slika 6.6 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti deformacije na mjernom kanalu 1 i 2 sa slike 6.2	62
Slika 6.7 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti deformacije na mjernom kanalu 3 i 4 sa slike 6.2	63
Slika 6.8 Izgled zona s iznosom maksimalne ekvivalentne deformacije od 28,5% po debljini stijenke u ovisnosti o unutarnjem tlaku	64
Slika 6.9 Ovisnost pomaka o unutarnjem tlaku za realni i elastično-idealno plastični materijalni model.....	65
Slika 6.10 Izgled i dimenzije kućišta ventila DN50 PN160.....	66
Slika 6.11 Oznaka kanala i položaj tenzometara na kućištu ventila DN50 PN160	67
Slika 6.12 Kućište s zalijepljenim tenzometrima spojenim u polu-most s kompenzacijskim tenzometrima	68
Slika 6.13 Kućište ventila DN50 PN160 pripremljeno za eksperiment.....	69
Slika 6.14 Shema ispitivanja kućišta ventila.....	70
Slika 6.15 Ispitivanje deformiranja kućišta ventila.....	70
Slika 6.16 Ovisnost cirkularne deformacije o unutarnjem tlaku u kućištu ventila	71
Slika 6.17 Ovisnost osne deformacije o unutarnjem tlaku u kućištu ventila	72
Slika 6.18 Mreža konačnih elemenata na modelu kućišta ventila.....	73
Slika 6.19 Rubni uvjeti modela kućišta ventila.....	73
Slika 6.20 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata ovisnosti cirkularnih deformacija o unutarnjem tlaku za mjerna mjesta (m.m.) definirana prema slici 6.11	74

Slika 6.21 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata ovisnosti osnih deformacija o unutarnjem tlaku za mjerna mjesta (m.m.) definirana prema slici 6.11	75
Slika 6.22 Odstupanja geometrije numeričkog od stvarnog modela, prikazane vrijednosti su u mm.....	76
Slika 7.1 Dimenzije, mreža konačnih elemenata sa singularnim elementima u okolini vrška pukotine i opterećenja epruvete.....	78
Slika 7.2 X-FEM mreža konačnih elemenata.....	79
Slika 7.3 Vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž vrška pukotine.....	80
Slika 7.4 Položaj i dimenzije pukotine na kućištu ventila.....	81
Slika 7.5 Mreža konačnih elementa: a) singularni konačni elementi u vršku pukotine, b) X-FEM konačni element	81
Slika 7.6 Vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž vrška pukotine	83
Slika 7.7 Shema opterećenja i geometrija cijevi [77].....	84
Slika 7.8 Mreža konačnih elemenata na geometrijskom modelu analizirane cijevi	85
Slika 7.9 Detalj sa slike 7.8 s prikazom progušćene mreže u okolini zarez.....	85
Slika 7.10 Dodijeljeni rubni uvjeti	86
Slika 7.11 Broj ciklusa do nastanka pukotine i mjesto nastanka pukotine	86
Slika 7.12 Mreža konačnih elemenata korištena za X-FEM analizu	88
Slika 7.13 Detalj progušćene mreže u okolini pukotine i ravnine koja definira položaj pukotine	89
Slika 7.14 Usporedba eksperimentalnih vrijednosti rasta pukotine s numeričkim i analitičkim vrijednostima	89
Slika 8.1 Princip izjednačavanja površina prema EN 12516-2: a) kućište DN100, b) kućište DN50	92
Slika 8.2 Izgled tipične mreže za kućište ventila: a) DN100 i b) DN50	94
Slika 8.3 Rubni uvjeti dodijeljeni kućištu ventila: a) DN100 i b) DN50.....	94
Slika 8.4 Prikaz lokacije prolaska plastične zone kroz kompletnu debljinu stijenke za: a) DN100 i b) DN50	95
Slika 8.5 Tlak plastičnog kolapsa u ovisnosti o debljini stijenke za kućišta ventila: a) DN100 i b) DN50.....	95
Slika 8.6 Ovisnost pomaka u odnosu na unutarnji tlak za: a) kućište DN100 i b) kućište DN50	97
Slika 8.7 Mjesto nastanka pukotine na kućištu ventila DN100 – 4 mm debljine stijenke.....	99
Slika 8.8 Mjesto nastanka pukotine na kućištu ventila DN50 – 4 mm debljine stijenke.....	99

Slika 8.9 Ovisnost ekvivalentnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja o duljini pukotine .	101
Slika 8.10 Položaj kritičnih pukotina u FAD-dijagramu.....	101
Slika 8.11 Ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa na kritičnoj lokaciji	102
Slika 8.12 Položaj hipotetskih pukotina na kućištu ventila DN100.....	103
Slika 8.13 Položaj pukotina s najbržim rastom na kućištu DN100 u FAD-dijagramu	105
Slika 8.14 Ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa na kućištu DN100	105
Slika 8.15 Položaj hipotetskih pukotina na kućištu ventila DN50.....	106
Slika 8.16 Položaj pukotina s najbržim rastom na kućištu DN50 u FAD-dijagramu	108
Slika 8.17 Ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa na kućištu DN50	108
Slika 8.18 Položaj u FAD dijagramu konačnih pukotina na kritičnim lokacijama.....	110
Slika 8.19 Rast pukotina od 0,5 mm do kritične duljine za kućišta DN100 i DN50	111
Slika 8.20 Globalni model i podmodel kućišta ventila DN100.....	112
Slika 8.21 Mreža konačnih elemenata podmodela kućišta ventila DN100 sa stijenkom 10 mm i greškom duljine 3,5 mm.....	113
Slika 8.22 Prikaz podmodela s određenim brojem ciklusa do nastanka oštre pukotine na kućištu DN100 sa stijenkom 10 mm i s greškom duljine 3,5 mm.....	114

Popis tablica

Tablica 5.1 Kemijski sastav čeličnog lijeva GP240GH	51
Tablica 5.2 Mehanička svojstva čeličnog lijeva na sobnoj temperaturi.....	52
Tablica 5.3 Cikličke karakteristike čeličnog lijeva GP240GH	55
Tablica 5.4 Parisove konstante čeličnog lijeva [5].....	56
Tablica 6.1 Tlakovi plastičnog kolapsa određeni na osnovu eksperimenta i MKEa, u MPa...	63
Tablica 7.1 Kemijski sastav materijala P275N [77].....	83
Tablica 7.2 karakteristike materijala P275N [77]	83
Tablica 8.1 Dopušteno opterećenje kućišta ventila u ovisnosti o debljini stijenke, izraženo u MPa	92
Tablica 8.2 Broj čvorova i elemenata po modelu kućišta u odnosu na debljinu stijenke	93
Tablica 8.3 Dopušteni tlak za kućišta ventila u MPa	96
Tablica 8.4 Tlakovi plastičnog tečenja u ovisnosti o debljine stijenke, izraženo u MPa.....	96
Tablica 8.5 Broj čvorova i elemenata primijenjeni za određivanje mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine	98
Tablica 8.6 Broj ciklusa do nastanka pukotine na kućištima DN100 i DN50	99
Tablica 8.7 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju kućišta DN100	104
Tablica 8.8 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju kućišta DN50	107
Tablica 8.9 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju kućišta DN100 i DN50.....	110
Tablica 8.10 Maksimalne duljine greški na kućištima ventila ovisne o debljini stijenke.....	111
Tablica 8.11 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju globalnog modela i podmodela kućišta DN100 i DN50	113
Tablica 8.12 Broj ciklusa do nastanka oštre pukotine u vrhu greške na kućištima ventila DN50 i DN100	114

Popis važnijih oznaka

a	mm	duljina pukotine
\mathbf{a}_I	--	vektor pomaka čvora dobiven dodavanjem Heavisideove funkcije
a_I^α	--	vektor pomaka I-tog čvora
a_{th}	mm	duljina nastale pukotine.
b	mm	širina pukotine
\mathbf{b}	--	volumenske sila
b_{0i}	--	eksponent dinamičke čvrstoće pri smicanju
b_i	--	eksponent dinamičke čvrstoće
\mathbf{b}_I^α	--	vektor pomaka čvora dobiven dodavanjem NT-funkcija čvoru
c_i	--	eksponent cikličkih deformacija
c_{0i}	--	eksponent cikličke kutne deformacije
f	MPa	dopušteno naprezanje
\mathbf{f}	--	gustoća obujamne sile
k	--	faktor tenzometra
\mathbf{m}	--	jedinični vektor u smjeru normale na krivulji
m	--	eksponent materijala u Parisovoj jednadžbi
\mathbf{n}	--	jedinična vanjska normala
n'	--	eksponent cikličkog očvršćivanja
p_C	MPa	tlak plastičnog kolapsa
p_{dop}	MPa	dopušteni tlak
p_Y	MPa	tlak plastičnog tečenja
\mathbf{q}	--	jedinični vektor u smjeru rasta pukotine
$\bar{\mathbf{q}}$	--	težinska funkcija
r	--	koordinata udaljenosti u lokalnom polarnom koordinatnom sustavu
\mathbf{t}	--	površinsko opterećenje
$\bar{\mathbf{t}}$	--	vektor naprezanja

Popis važnijih oznaka

v	--	pomak površine pukotine
\mathbf{u}_I	--	vektor pomaka čvora, dobivenog pomoću klasičnog MKEa
x	--	odabrana točka
\mathbf{x}^*	--	točka sjecišta pukotine sa mrežom konačnih elemenata
A	mm ²	površina
A_0	mm ²	početna površina poprečnog presjeka uzorka
A_f	mm ²	površina poprečnog presjeka uzorka kod loma
\mathbf{C}	mm ²	tenzor elastičnosti
C	mm ²	konstante materijala u Parisovoj jednadžbi
C_1, C_2	mm ²	konstante materijala kod Brown - Millerovog kriterija
E	GPa	Youngov modul elastičnosti
F_G	--	faktor oblika
G	--	posmični modul materijala
$H(x)$	--	Heavisideova funkcija
J		J – integral
K'	MPa \sqrt{m}	koeficijent cikličkog očvršćivanja
K_I, K_{II}, K_{III}	MPa \sqrt{m}	koeficijent intenziteta naprezanja
K_c	MPa \sqrt{m}	lomna žilavost materijala
K_{sur}	--	faktor hrapavosti površine
ΔK_{th}	MPa \sqrt{m}	prag širenja pukotine
ΔK_{eq}	MPa \sqrt{m}	ekvivalentni koeficijent intenziteta naprezanja
L	--	fronta pukotine
L_f	--	odnos naprezanja i granice tečenja
N_i	ciklus	broj ciklusa
N_f	ciklus	broj ciklusa do loma, životni vijek
N_T	ciklus	broj ciklusa do granice između nisko cikličkog i visoko cikličkog zamora
N_a	--	skup čvorova čiji su elementi presječeni pukotinom
N_b	--	skup čvorova u čijim elementima se nalazi vršku pukotine

N_I	--	interpolacijska funkcija konačnog elementa, $I = (1, N)$
N_u	--	skup svih čvorova mreže konačnih elemenata
R	--	omjer najmanjeg i najvećeg naprezanja
R_e	MPa	granica rastezanja
R_m	MPa	rastezna čvrstoća
S	--	faktor materijala kod Brown - Millerovog kriterija
U	J	ukupna energija deformiranja ploče
U_a	J	gubitak energije uzrokovan nastankom pukotine
U_A	V	izlazni napon
U_E	V	ulazni napon
U_o	J	energija deformiranja ploče prije nastanka pukotine
U_γ	J	porast energija nastao stvaranjem površinske napetosti na slobodnim površinama pukotine
W	J	rad
W	--	gustoća energije deformiranja
Y	--	bezdimenzijska konstanta
ε	--	duljinska deformacija
$\varepsilon_1, \varepsilon_2$ i ε_3	--	glavne deformacije
ε_a	--	amplituda deformacije
ε^e	--	elastična deformacija
ε_f	--	stvarna deformacija u trenutku loma uzorka
ε_f'	--	koeficijent cikličkih deformacija
ε_m	--	srednja deformacija
ε_n	--	normalna deformacija
ε^p	--	plastična deformacije
ε_{ref}	--	referentna deformacija
ε^t	--	deformacija uslijed utjecaja topline
φ	°	kut rotacije proizvoljne ravnine oko normale slobodne površine

Popis važnijih oznaka

γ	--	gustoća površinske energije sistema
γ_f'	--	koeficijent cikličke kutne deformacije
γ_{\max}	--	najveća kutna deformacija
γ_p	--	rad plastične deformacije potreban za formiranje jedinične površine pukotine
$\lambda(s)$	--	virtualni smjer napredovanja pukotine
θ	°	kut nagiba proizvoljne ravnine u odnosu na slobodnu površinu
θ	°	koordinata kuta u lokalnom polarnom koordinatnom sustavu
ρ	mm	polumjer zakrivljenosti vrška pukotine
σ	--	Cauchyjev tenzor naprezanja
σ	MPa	lokalno naprezanje
σ_a	MPa	amplituda normalnog naprezanja
σ_f'	MPa	koeficijent dinamičke čvrstoće
σ_m	MPa	srednje naprezanje
σ_{\max}	MPa	najveće naprezanje uslijed cikličkog opterećenja
σ_{\min}	MPa	najmanje naprezanje uslijed cikličkog opterećenja
$\sigma_{n,m}$	MPa	srednje normalno naprezanje
σ_{ref}	MPa	referentno naprezanje
τ_f'	MPa	koeficijent dinamičke čvrstoće pri smicanju
ν	--	Poissonov omjer
ν_e	--	Poissonov omjer u elastičnom području
ν_p	--	Poissonov omjer u plastičnom području
$\psi_\alpha(\mathbf{x})$	--	funkcije poboljšanja (NT funkcije), $\alpha = (1, M)$
Δ	--	raspon
∇_s	--	simetrični dio gradijenta operatora

U radu je provedena trodimenzijska analiza nastanka i rasta pukotine kao i rast hipotetskih pukotina na prolaznim i troputim kućištima ventila s različitim debljinama stijenki. Linearno elastičnom analizom kućišta ventila određeno je stanje naprezanja na kućištima opterećenih unutarnjim tlakom. Numerički model je verificiran eksperimentalnim ispitivanjem, pomoću metode tenzometrije, mjerenjem deformacija troputog kućišta ventila DN100 i prolaznog kućišta DN50, opterećenih unutarnjim tlakom. Poznavanjem stanja naprezanja te pomoću ovisnosti amplitude deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine određeno je potencijalno mjesto i broj ciklusa do nastanka pukotine na homogenim kućištima ventila. Nakon toga je provedena analiza rasta nastale pukotine do kritične duljine inkrementalnim povećavanjem duljine pukotine i određivanjem koeficijenta intenzivnosti naprezanja za svaki inkrement. Na osnovu određenih koeficijenata i poznavanjem karakteristika materijala određeni su brojevi ciklusa rasta pukotine korištenjem numeričke integracije Parisovog zakona. Korištenjem dijagrama procijene loma za vrijednosti kritičnih duljina pukotine uočeno je da neće doći do sloma kućišta ventila, nego da će se pojaviti slučaj propuštanja prije loma.

Kako je u praksi rijetkost da se procesom lijevanja dobije homogena struktura, proveden je postupak određivanja najveće dopustive greške u stijenci kućišta ventila. Pukotine koje su smještene u području na kojima su najveća glavna naprezanja imaju najbrži rast a time i kućišta s tim pukotinama imaju najkraći radni vijek. U cilju definiranja najveće dopustive greške s kojom će kućište imati traženi radni vijek, određeni su brojevi ciklusa potrebni za rast hipotetskih pukotina do kritične duljine i na kućišta na kojima nije došlo do nastanka pukotine. Na osnovu brojeva ciklusa rasta pukotine, grafičkim putem određene su najveća duljina pukotina čiji daljnji rast do kritične duljine neće biti kraći od radnog vijeka kućišta ventila. Na greškama koje imaju duljine najvećih dopustivih pukotina, proveden je postupak određivanja nastanka oštre pukotine, na osnovu čega je uočeno da je broj ciklusa do nastanka oštre pukotine kod ovakvih grešaka jako kratak i da se u odnosu na traženi radni vijek može zanemariti.

Ključne riječi: Kućište ventila, nastanak pukotine, rast pukotine, zamor materijala, metoda kritičnih ravnina, MKE, X-FEM.

Summary

Three dimensional numerical analysis of fatigue crack initiation, initiated cracks and hypothetical cracks growth were performed on two and three-way valve bodies with different wall thicknesses. Linear elastic finite elements method was used to determine stress states on valve bodies which were loaded by inner pressure. The numerical model was validated experimentally using strain gages and measuring strains on three-way valve body DN100 and two-way valve body DN50, loaded by inner pressure. The time to fatigue crack initiation and potential crack location on homogenous valve body were determined using stress state and local strain-life. After that, analyses of crack growth from initial to critical size were conducted by incremental increased crack length and calculated stress intensity factor for every increment. The time for crack growth was determined using numerical integration of Paris law and material characteristics. Using failure assessment diagram, it was noticed that would happened leak before break.

Since a homogenous structure is very rarely obtained by sand casting, the biggest allowable failure size in the valve body wall was determined. The cracks, which were located in the area of maximum principal stress, had fastest growth and valve bodies with those cracks had shorter life. To define the biggest allowable failure for which valve body would have defined life, the number of stress cycles needed for hypothetical crack growth to critical size was determined. According to this number of cycles, the biggest allowable crack size for which the growth wouldn't be shorter then valve body life was graphically determined. A procedure was conducted determining number of stress cycle for crack initiation on the valve bodies with failure which had size of biggest allowable crack and it was noticed that this time was very short according to valve body life.

Keywords: Valve Body, crack initiation, crack growth, fatigue, critical plane method, FEM, X-FEM

1

Uvod

Kao važni elementi upravljanja u procesnoj industriji koriste se ventili čija je funkcija da utječu na parametre procesa na način da povećavaju ili smanjuju protok, tlak ili posredno temperaturu medija koji prolazi kroz njih. Glavni element ventila je njegovo kućište koje je složenog oblika, a najčešće se izrađuje postupkom lijevanja. U inženjerskoj praksi proračun debljine stijenke ventila provodi se u skladu s normama na način da se trodimenzijska geometrija ventila aproksimira s dvodimenzijskom kako bi se provelo izjednačavanje površina pod tlakom s nosivim površinama. Pritom se ne uzima u obzir postojanje greški u materijalu kao ni utjecaj zamora na cjelovitost kućišta. Budući da je kućište ventila opterećeno promjenjivim unutarnjim tlakom, na stijenci kućišta može nastati pukotina što, uz pretpostavku njenog daljnjeg rasta, može dovesti do loma kućišta. Proizvođači nastoje proizvesti kućište ventila sa što manjom debljinom stijenke kako bi se smanjio utrošak materijala, a time i ukupna cijena ventila. Navedena težnja je nerijetko u suprotnosti s težnjom da se produlji ukupni radni vijek ventila. Kako bi se omogućio što točniji i pouzdaniji proračun ventila, potrebno je pored utjecaja greški u materijalu istražiti i utjecaj debljine stijenke na ukupni radni vijek ventila s ciljem postizanja što konkurentnijeg i pouzdanijeg proizvoda.

1.1 Pregled dosadašnjeg istraživanja

U fazi konstruiranja kućišta ventila, a u svrhu sigurnog korištenja istog, potrebno je odrediti minimalnu debljinu stijenke kućišta. Prvotno se kućište razmatralo kao debelostjena posuda te su se za određivanje debljine stijenke koristili izrazi za debelostjene posude [1]. Za razliku od posuda, kućište ventila ima složeni oblik te nije opravdano korištenje spomenutih izraza. Stoga se javlja potreba za pronalaženjem odgovarajuće metode proračuna kućišta koja bi uzela u obzir i njegov složeni oblik. Prva norma koja pokriva proračun stijenke kućišta ventila je DIN 3840 iz 1982. godine, gdje je princip izjednačavanja površina prilagođen primjeni na kućištima ventila. Ova prilagodba izvršena je na osnovu proračuna za cilindrične i sferne

ljuske opterećene unutarnjim i vanjskim tlakom te na osnovu analize provedene u radu [2]. Prema normi ne vrši se direktni izračun debljine stijenke već se provjerava zadovoljava li pretpostavljena debljina stijenke ventila uvjete opterećenja. Trenutno je na snazi europska norma [3], koja kao nasljednica DIN 3840 pokriva područje proračuna kućišta ventila. Ova norma ograničena je na statički proračun kućišta ventila i ne uzima u obzir nastanak pukotine, kao ni mogućnost postojanja greški u stijenci ventila, nastalih procesom proizvodnje. Osim spomenute europske norme, u svijetu je važeći i ASME [4], koji pokriva područje proračuna statički opterećenog kućišta. Kao i europska norma, ASME ne uzima u obzir mogućnost postojanja greške u stijenci ventila. Kako trenutno ne postoji metoda za analitičku procjenu preostalog radnog vijeka za složeni oblik kao što je kućište ventila, moguće je pojedine dijelove kućišta razmatrati kao cijev, sferu ili elipsoid koji imaju grešku u stijenci [5]. Nakon toga se može procijeniti preostali radni vijek za navedene oblike, a pritom se najmanja dobivena vrijednost uzima kao preostali radni vijek kućišta ventila. U radovima ([6] i [7]) analizira se podudaranje norme [3] s rezultatima dobivenim pomoću metode konačnih elemenata (MKE) za dvije različite geometrije kućišta ventila. Kod troputih kućišta ventila, [6], postiže se dobro podudaranje eksperimentalnih i numeričkih rezultata s rezultatima dobivenim pomoću norme, što nije slučaj kod prolaznog ventila [7]. Na osnovu rada [6], gdje je postignuto dobro poklapanje rezultata norme i metode konačnih elemenata, kao i iz rada [7], gdje nije postignuto poklapanje rezultata, može se zaključiti da područje proračuna lijevanih kućišta ventila zahtijeva dodatna istraživanja. Osim promjena tlaka, kućište ventila često je podvrgnuto visokim temperaturama, kao i hladnom i vrućem uključivanju, što dodatno pospješuje nastanak pukotine. U radu [8] istražen je nastanak pukotine u kućištu ventila za slučaj ciklusa hladnog i vrućeg uključivanja, sporog zatvaranja i naglog zatvaranja na različitim temperaturama. U radu [9] eksperimentalno je određen radni vijek zavarene posude pod tlakom te je uspoređen s radnim vijekom dobivenim pomoću normi. Zaključeno je da ni jedna od uspoređenih normi nije prikladna za procjenu radnog vijeka posude pod tlakom iz razloga što se za procjenu ne koriste cikličke karakteristike materijala od kojeg je posuda izrađena. Kućište ventila, analizirano u [10], opterećeno je unutarnjim tlakom te stoga postoji mogućnost nastanka pukotine u stijenci kućišta. Metode za procjenu nastanka pukotine temelje se na principu određivanja kritičnih ravnina na kojima je parametar oštećenja najveći, za što je potrebno poznavati stanje naprezanja u konstrukcijskim komponentama. Određivanje stanja naprezanja i deformacije u složenim konstrukcijskim komponentama, kao što je kućište ventila, teško je provesti eksperimentalno. Stoga se u literaturi, za procjenu nastanka pukotine, primjenjuju numeričke metode određivanja stanja naprezanja. Kod duktilnih

materijala, kao što je materijal kućišta ventila, najčešće se koristi Brown-Millerov parametar oštećenja [11], za koji je potrebno poznavati cikličke parametre materijala. U predloženom radu istraživat će se kućišta ventila, izrađena od čeličnog lijeva GP240GH za koji, u dostupnoj literaturi, nisu dani ciklički parametri materijala. Iz tog razloga potrebno je provesti eksperimentalno istraživanje ponašanja spomenutog materijala. U literaturi je poznato da je za analizu rasta pukotine primjenom konvencionalne MKE, nakon svakog prirasta potrebno nanovo izvršiti adaptivno umrežavanje ([12], [13] i [14]). Kako je ovo računalno zahtjevan proces, u novijoj literaturi predložena je proširena metoda konačnih elemenata (eng. *eXtended Finite Element Method*, X-FEM) ([15], [16] i [17]). U programskom paketu *ABAQUS*, koji se temelji na MKE ova je metoda ugrađena tek od 2009. godine [18]. U literaturi se X-FEM metoda primjenjuje za analizu rasta pukotine na jednostavnim konstrukcijskim elementima, dok je opravdanost uporabe metode za slučaj geometrijski složenijih problema, kao što je kućište ventila, potrebno dodatno istražiti. Procjena cjelovitosti konstrukcijske komponente s pukotinom zasniva se na mehanici loma i teoriji plastičnog kolapsa ([19] i [20]) primjenom dijagrama procjene loma (eng. *Failure Assessment Diagram*, FAD). FAD metoda je dvoparameterska usporedba odnosa koeficijenta intenzivnosti naprezanja i lomne žilavosti materijala s odnosom primijenjenog opterećenja i opterećenja plastičnog kolapsa. Za primjenu ove metode potrebno je poznavati koeficijent intenzivnosti naprezanja i tlaka plastičnog kolapsa, što za složenu konstrukciju predstavlja problem. Iz pregleda dosadašnjih istraživanja vidljivo je da je problem procjene radnog vijeka kućišta ventila potrebno dodatno istražiti.

1.2 Hipoteza rada

Cilj rada je istražiti utjecaj debljine stijenke i veličine početne greške u materijalu, nastale tijekom proizvodnje, na radni vijek kućišta ventila. Osim toga, namjera je istražiti razloge nepodudaranja vrijednosti dopuštenog tlaka određenog pomoću numeričkih metoda s vrijednostima određenim pomoću norme. Pri tome se pretpostavlja da će planirano eksperimentalno istraživanje omogućiti bolje razumijevanje zamornog ponašanja materijala kućišta ventila. To će omogućiti razvoj točnije procedure za procjenu nastanka i rasta pukotine u kućištu ventila, u odnosu na postojeće metode. Primjenom tehnike podmodeliranja i klasične formulacije singularnih konačnih elemenata bit će moguće procijeniti točnost rezultata za parametre mehanike loma dobivenih primjenom proširene metode konačnih elemenata za pukotine u geometrijski složenim komponentama.

1.3 Opis istraživanja

Trenutno se u literaturi ne mogu pronaći podaci za vrijednosti cikličkih karakteristika materijala za čelični lijev GP240GH, od kojeg su izrađena kućišta ventila koja će biti analizirana u ovom radu. Iz tog razloga, u prvom dijelu istraživanja provest će se eksperimentalno ispitivanje ponašanja čeličnog lijeva u Laboratoriju za eksperimentalnu mehaniku Fakulteta strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu. Eksperimentom su obuhvaćena monotona vlačna ispitivanja i simetrična ciklička ispitivanja s konstantnom amplitudom deformacije.

Monotono vlačno ispitivanje uključuje opterećivanje ispitnih epruveta do konačnog loma uz konstantno praćenje vrijednosti opterećenja i deformacije. Simetrična ciklička ispitivanja konstantne amplitude deformacije provest će se prema normi ASTM E606, gdje je definirana geometrija cilindričnih epruveta kao i njena površinska obrada. Epruvete će biti izrađene od spomenutog čeličnog lijeva s promjerom 10 mm. Kompletni postupak ispitivanja provest će se na uređaju koji omogućuje ispitivanje u uvjetima kontrolirane deformacije konstantne amplitude. Ispitni signal bit će približno sinusnog oblika, a snimat će se dodijeljene sile i pripadajuće deformacije. Na osnovi snimljenih podataka odredit će se traženi ciklički parametri materijala.

U drugoj fazi istraživanja, a za slučaj opterećenja unutarnjim tlakom, provest će se eksperimentalno istraživanje procesa deformiranja kućišta ventila DN50 PN160 koje ne sadrži značajne greške u stijenci. Pritom će se za određivanje pomaka, koristiti optičko snimanje pomoću sustava *Aramis* [www.gom.com]. Nakon toga, provest će se određivanje deformacija spomenutog kućišta ventila opterećenog unutarnjim tlakom pomoću tenzometarskih traka zalijepljenih na kućište.

Primjenom komercijalnog programskog paketa *ABAQUS*, provest će se nelinearna numerička analiza modeliranjem realnog očvršćenja materijala i geometrijske nelinearnosti. Dobiveni rezultati usporedit će se s eksperimentalnim rezultatima.

U radu će se analizirati kućišta ventila koja ne sadrže grešku u stijenci, kao i kućišta s različitim početnim veličinama inženjerskih pukotina. Kako je nastanak pukotine na geometrijski složenim konstrukcijskim elementima kao što je kućište ventila teško eksperimentalno odrediti, provest će se numeričko modeliranje primjenom programskih paketa *ABAQUS* i *FE-SAFE*. Proces nastanka pukotine provjerit će se na jednostavnijim geometrijskim modelima, dostupnim u literaturi, na način da se u programskom paketu *ABAQUS* provede linearno elastična analiza, a zatim će se pomoću programskog paketa

FE-SAFE odrediti broj ciklusa do nastanka pukotine. U fazi nastanka pukotine, kao moguće kritične ravnine, razmatraju se ravnine s najvećim posmičnim i normalnim deformacijama. Na potencijalnim kritičnim ravninama izračunat će se vrijednost oštećenja za jedan ciklus opterećenja. Ravnina na kojoj oštećenje ima najveću vrijednost označit će se kao kritična ravnina, dok je broj ciklusa do nastanka pukotine inverzna vrijednost pripadajućeg oštećenja. Određeni broj ciklusa usporedit će se s rezultatima iz literature te će se razmotriti opravdanost primjene ovakve metode.

Programski paket *ABAQUS* osim primjene klasične metode konačnih elemenata podržava i korištenje proširene metode konačnih elemenata (X-FEM). U dostupnoj literaturi istraženo je korištenje X-FEM-a na jednostavnim geometrijskim oblicima gdje je metoda opravdala svoju primjenu. Kako trenutno u literaturi nema primjera primjene ove metode za određivanje parametara mehanike loma na složenim geometrijskim oblicima, potrebno je provesti analizu opravdanosti primjene ove metode na složenim oblicima kao što je kućište ventila. Analiza će se provesti na način da će se usporediti koeficijent intenzivnosti naprezanja, dobiven korištenjem X-FEM-a na kućištu ventila koje sadrži grešku, s koeficijentom dobivenim primjenom tehnike podmodeliranja i klasične formulacije singularnih elemenata.

Programskim paketom *ABAQUS*, na modelima iz literature koji sadrže grešku simulirat će se rast pukotine pomoću X-FEM-a. Za svaki prirast pukotine izračunat će se promjena koeficijenta intenzivnosti naprezanja, na osnovu kojeg će se pomoću Parisovog zakona odrediti broj ciklusa za postizanje ovog prirasta. Kada se dosegne kritični koeficijent intenzivnosti naprezanja ili kada pukotina prođe kroz cijelu stijenku, zaustavit će se postupak rasta pukotine, a suma brojeva ciklusa do ovog trenutka smatrat će se brojem ciklusa do loma. Usporedbom ovog broja ciklusa s brojem ciklusa iz literature verificirat će se primjena X-FEM metode za određivanje parametara mehanike loma za slučaj rasta pukotine.

Korištenjem programskog paketa *ABAQUS* izračunat će se stanje naprezanja i deformacija kućišta ventila DN50 i DN100. Korištenjem dobivenih vrijednosti, uz definiranje spektra opterećenja i cikličkih karakteristika čeličnog lijeva, odredit će se mjesto i broj ciklusa do nastanka pukotine pomoću programskog paketa *FE-SAFE*. Na mjestu nastanka pukotine modelirat će se hipotetska pukotina, a korištenjem X-FEM-a i Parisovog zakona odredit će se broj ciklusa do kritične duljine pukotine. Zbrajanjem ciklusa do nastanka i ciklusa rasta pukotine dobit će se ukupni radni vijek kućišta ventila. Kompletan postupak ponovit će se za različite debljine stijenki kućišta ventila kao i za različite veličine početnih grešaka u stijenci kućišta ventila.

Na opisani način dobit će se ovisnost radnog vijeka kućišta o veličini prisutne greške kao i ovisnost o veličini debljine stijenke kućišta ventila. Korištenjem dobivenih rezultata moći će se izraditi procedura procjene minimalne greške koja neće utjecati na ukupni radni vijek kućišta ventila.

1.4 Očekivani doprinos

Razvit će se nova metoda za određivanje dopuštenog opterećenja, kao i za procjenu cjelovitosti kućišta ventila. Definiranje točnijeg kriterija procjene cjelovitosti (integriteta) kućišta ventila omogućit će optimalno planiranje kontrolnih pregleda što će doprinijeti povećanju pouzdanosti konstrukcije. Osim toga, povećat će se granica prihvatljivosti grešaka u stijenci kućišta ventila, nastalih u procesu proizvodnje, čime se smanjuje broj loših odljeva što doprinosi uštedi energije kao i zaštiti okoliša.

2

Nastanak pukotine

Kroz povijest često se događalo da se strojni dijelovi lome, iako su bili podvrgnuti promjenjivim opterećenjima koja u njima izazivaju naprezanja znatno manja od statičke čvrstoće i od granice tečenja materijala. Ovaj efekt poznat je pod nazivom zamor materijala. Proučavanje dijelova pod promjenjivim opterećenjem otkriva pojavu mikropukotine, najčešće na površini strojnog dijela. Ova mikropukotina postupno se širi i prelazi u makro pukotinu i nakraju izaziva lom.

U ovom poglavlju opisat će se teorijski mehanizmi zamora kao i mogućnost numeričkog određivanja mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine.

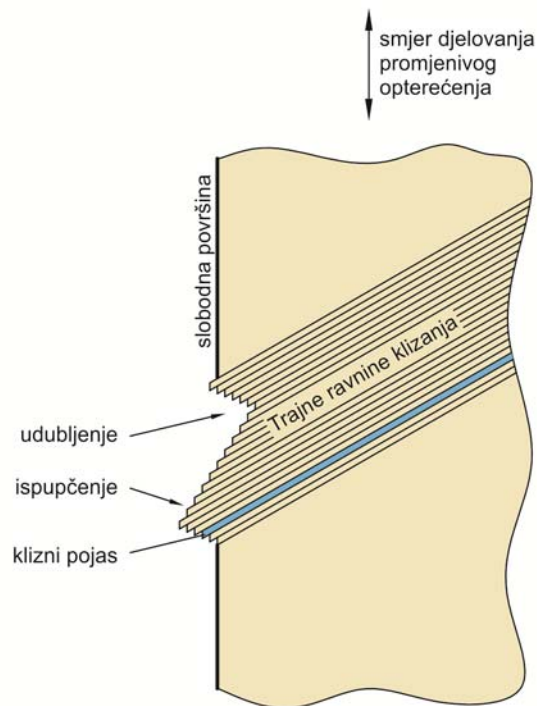
2.1 Mehanizmi i obilježja zamora

Promjenjivo opterećenje izaziva kontinuirane promjene u materijalu, što može dovesti do nastanka oštećenja. Nastanak oštećenja je povezan s povratnim plastičnim tokom dislokacija (gibanje dislokacija naprijed-nazad). Dislokacije su linijske nepravilnosti u kristalnoj rešetci uslijed koje dolazi do pojave plastičnih deformacija. Razvoj strukture dislokacija, [1] i [30], dovodi do nehomogenosti cikličkih deformacija, što uzrokuje lokaliziranu pojavu plastičnih deformacija.

Lokalizacija plastične deformacije najčešće se događa na površinskim zrnima materijala što dovodi do pojave brazdi (ravnine klizanja, slika 2.1). Kada bi se ove brazde odstranile, nakon nekog perioda brazde bi se opet pojavile na istim mjestima. Ove ravnine nazivaju se trajne ravnine klizanja [31].

Ako se strojni dio nastavi opterećivati, doći će do daljnjeg gibanja i interakcija dislokacija, a unutar trajnih ravnina klizanja nastaju udubljenja, odnosno ispupčenja, slika 2.1. Udubljenja predstavljaju mjesta s visokom koncentracijom naprezanja što može dovesti do nastanka pukotine na tim mjestima.

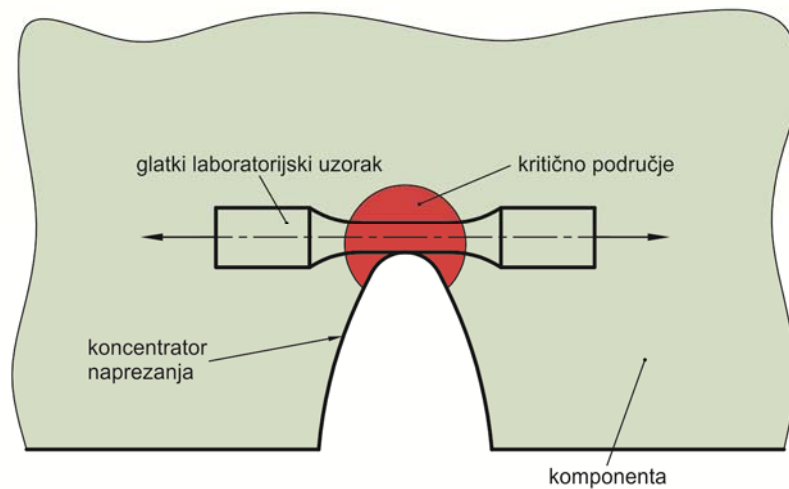
Lijevani materijali često mogu sadržavati pore, uključine, mikropore, slojeve oksida itd. Kod ovih materijala plastična deformacija je koncentrirana u okolini ovih nehomogenosti zbog lokalnog porasta naprezanja.



Slika 2.1 Shematski prikaz ravnina klizanja uslijed promjenjivog opterećenja

2.2 ϵ - N metoda.

Prema principu lokalne deformacije [32] za procjenu cjelovitosti strojnih dijelova, opterećenih vremenski promjenjivim opterećenjem, dovoljno je poznavati promjene odnosa naprezanja i deformacije na najopterećenijem području. Pri tom se za procjenu ciklusa do nastanka pukotine na komponentama s geometrijskim diskontinuitetom primjenjuje $\epsilon - N$ metoda. Pod djelovanjem cikličkog opterećenja, ponašanje materijala u korijenu diskontinuiteta najbolje se opisuje pomoću deformacije. Ova metoda osobito je pogodna za razmatranje problema povezanih s niskocikličkim zamorom, što ne isključuje primjenu metode kod visokocikličkog zamora.



Slika 2.2 Princip sličnosti glatkog laboratorijskog uzorka i vlakna materijala na najopterećenijoj lokaciji

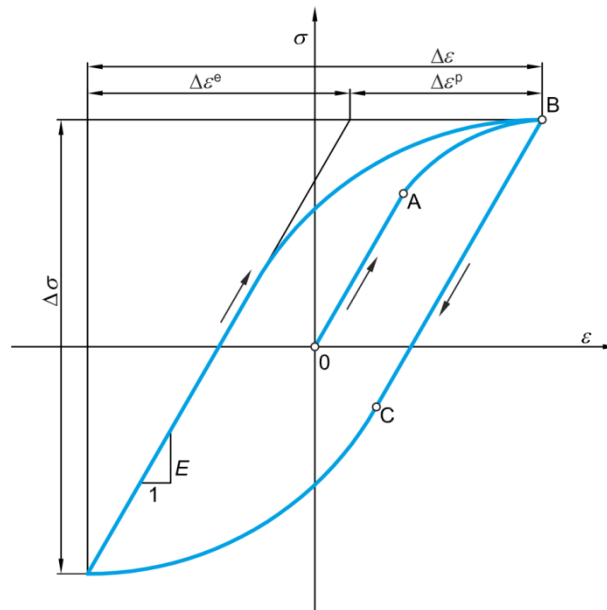
Metoda se zasniva na vezi između broja ciklusa do nastanka pukotine na komponenti s geometrijskim diskontinuitetom i broja ciklusa do nastanka pukotine na glatkom laboratorijskom uzorku podvrgnutom istim cikličkim deformacijama kao i materijal u korijenu diskontinuiteta, slika 2.2.

Polazeći od pretpostavke da se kritično područje u korijenu diskontinuiteta može opisati vlaknom čiji je mehanički odziv sličan glatkom laboratorijskom uzorku, izvode se sljedeći zaključci:

- Do nastanka pukotine na strojnom dijelu dolazi pucanjem vlakna materijala na površini strojnog dijela u neposrednoj blizini koncentratora naprezanja.
- Glatki laboratorijski uzorak može se koristiti za reprodukciju odnosa naprezanja i deformacije vlakna.
- U slučaju da vlakno i glatki laboratorijski uzorak imaju identičnu povijest naprezanja, tada su i njihovi brojevi ciklusa do nastanka pukotine jednaka.

2.3 Odnos naprezanja i deformacije pri promjenjivom opterećenju

Ovisnost naprezanja o deformaciji može se znatno razlikovati kod kvazistatičkog cikličkog opterećenja u odnosu na kvazistatičko monotono opterećenje. Pod pojmom kvazistatičko opterećenje smatra se ono opterećenje kod kojeg brzina deformiranja nije veća od 10^{-4} s^{-1} .



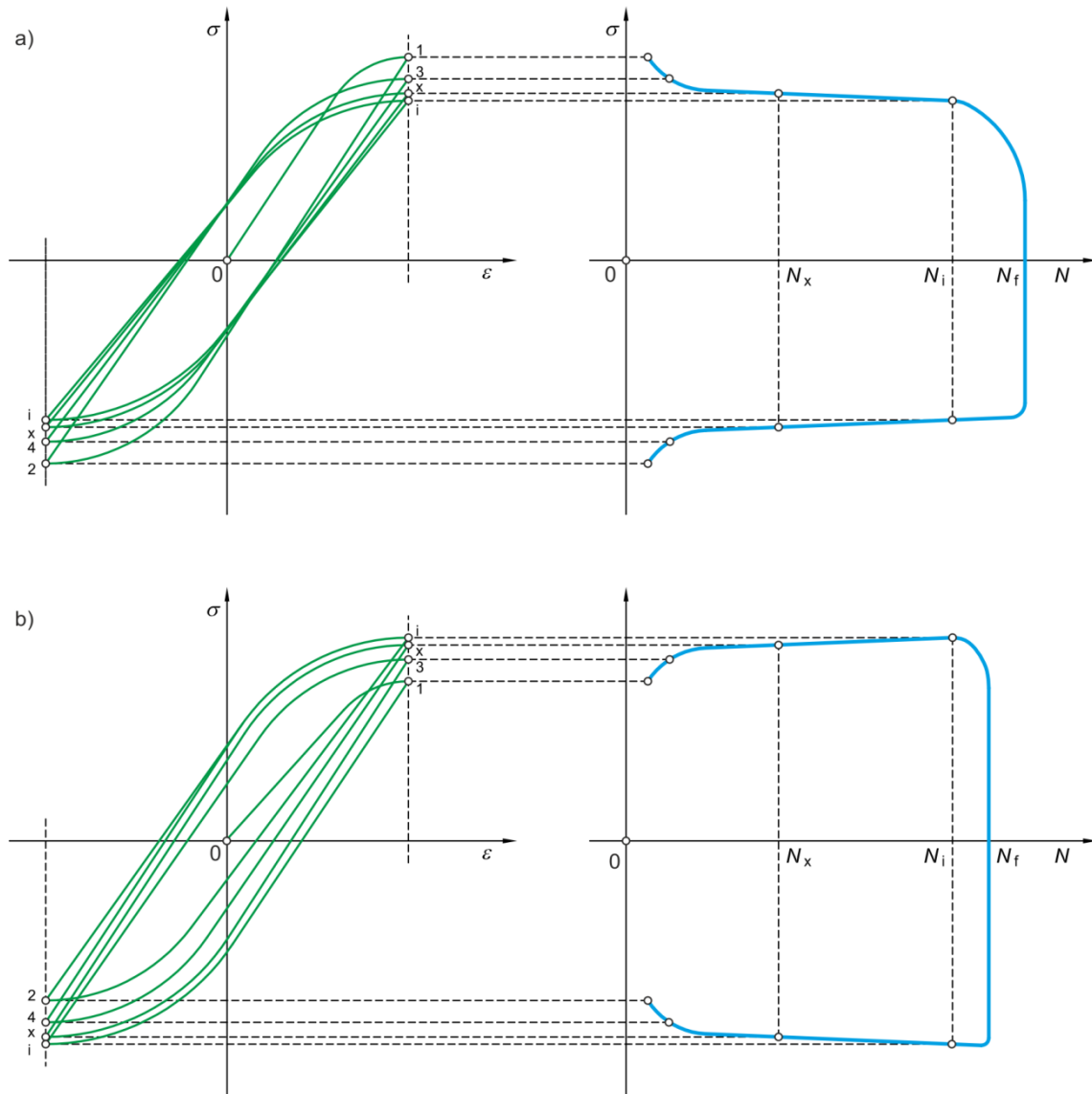
Slika 2.3 Petlja histereze

Pri opterećivanju, naprezanje u materijalu linearno raste do točke A (slika 2.3) a nakon toga je nelinearna ovisnost naprezanja o deformaciji, uslijed plastičnog tečenja materijala. Nakon rasterećivanja materijala, tečenje počinje u točki C, pri nižoj vrijednosti naprezanja nego u vlačnom području. Petlja histereze dobiva se ispitivanjem materijala kontroliranom konstantnom deformacijom prema normi ASTM E606 [33].

Pri ispitivanju materijala konstantnom amplitudom deformacije, $\Delta\varepsilon$, raspon naprezanja $\Delta\sigma$ najčešće se mijenja s brojem ciklusa opterećenja. Različiti materijali mogu se ponašati na sljedeći način:

- raspon naprezanja pada s brojem ciklusa opterećenja; raste podatljivost materijala (slika 2.4a),
- raspon naprezanja raste s brojem ciklusa opterećenja; materijal očvršćuje (slika 2.4b),
- raspon naprezanja se ne mijenja s brojem ciklusa opterećenja; materijal je ciklički stabilan,
- raspon naprezanja i raste i pada s brojem ciklusa opterećenja; materijalu može rasti padati podatljivost ovisno o broju ciklusa.

Do efekta cikličkog rasta podatljivosti u pravilu dolazi kod mekših materijala zbog relativno male gustoće dislokacija, pa kod opterećivanja dolazi do povećanja gustoće i interakcije dislokacija a samim time i do očvršćivanja materijala, dok kod čvršćih materijala zbog razmještanja dislokacija dolazi do rasta podatljivosti.



Slika 2.4 a) Efekt cikličkog rasta podatljivosti, b) efekt cikličkog očvršćivanja

2.4 Definicija nastanka pukotine

Određivanje krivulja ovisnosti deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine provodi se pomoću opterećivanja glatke laboratorijske epruvete ciklusom konstantne deformacije. Postupak je detaljno opisan u normi ASTM E606 [33].

Ovisnost najvećih i najmanjih vrijednosti amplituda naprezanja o broju ciklusa može se vidjeti na slikama 2.4a i 2.4b. Na spomenutim slikama gornji dijelovi dijagrama prikazuju maksimalne (vlačne) vrijednosti, dok donji dijelovi dijagrama prikazuju minimalne (tlačne) vrijednosti naprezanja. Do trenutka nastanka pukotine postoji stabilna ovisnost između tlačnog i vlačnog dijela dijagrama. Nakon nastanka pukotine (nakon N_i broja ciklusa) uočava se različito ponašanje dijagrama u vlačnom području prema dijelu dijagrama u tlačnom

području. Drugim riječima, ne postoji više stabilna ovisnost vlačnog dijela dijagrama prema tlačnom dijelu dijagrama. Do ove pojave ne dolazi zbog promjene mehaničkih svojstava materijala, nego zbog gubitka cjelovitosti materijala. U materijalu se pojavila pukotina te samim time materijal u vlačnom području nema istu otpornost deformaciji kao prije nastanka pukotine. Pri tlačenju materijala dolazi do međusobnog kontakta površina pukotine te materijal ima istu otpornost deformaciji kao i da nema pukotine. Opisana pojava koristi se kao kriterij uočavanja nastanka pukotine, a prema normi ASTM E606 smatra se da je pukotina inicirana ako je pad opterećenja u vlačnom području manji za 50 % od tlačnog područja. Prema [34], preporuča se konzervativni kriterij pada vlačnog opterećenja od 10 % u odnosu na tlačno opterećenje.

Ako se ispitni uzorak i dalje nastavi opterećivati nakon nastanka pukotine doći će do rasta pukotine, te nakon N_f broja ciklusa dolazi do loma uzorka.

Nakon svakog ispitivanja konstantnom amplitudom deformacije, dobije se stabilizirana petlja histereze (slika 2.3) kao i broj ciklusa do nastanka pukotine. Nadalje, rezultate ispitivanja možemo unijeti u dijagram (slika 2.5) gdje se na ordinatu nanosi amplituda deformacije dok se na apscisu nanosi broj promjena smjera opterećivanja (broj polu-ciklusa, $2N_i$) do nastanka pukotine.

Amplituda deformacije jednaka je sumi amplituda elastične i plastične deformacije $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^e + \Delta\varepsilon^p$ (slika 2.3). Za većinu materijala amplituda elastične deformacije, kao i amplituda plastične deformacije leže na pravcu u log $\Delta\varepsilon - \log 2N_i$ dijagramu.

Prema Basquinovu zakonu [36], amplituda naprezanja (σ_a) i broj promjena smjera opterećenja

($2N_i$) povezani su sljedećim izrazom:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_i)^{b_1}, \quad (1.1)$$

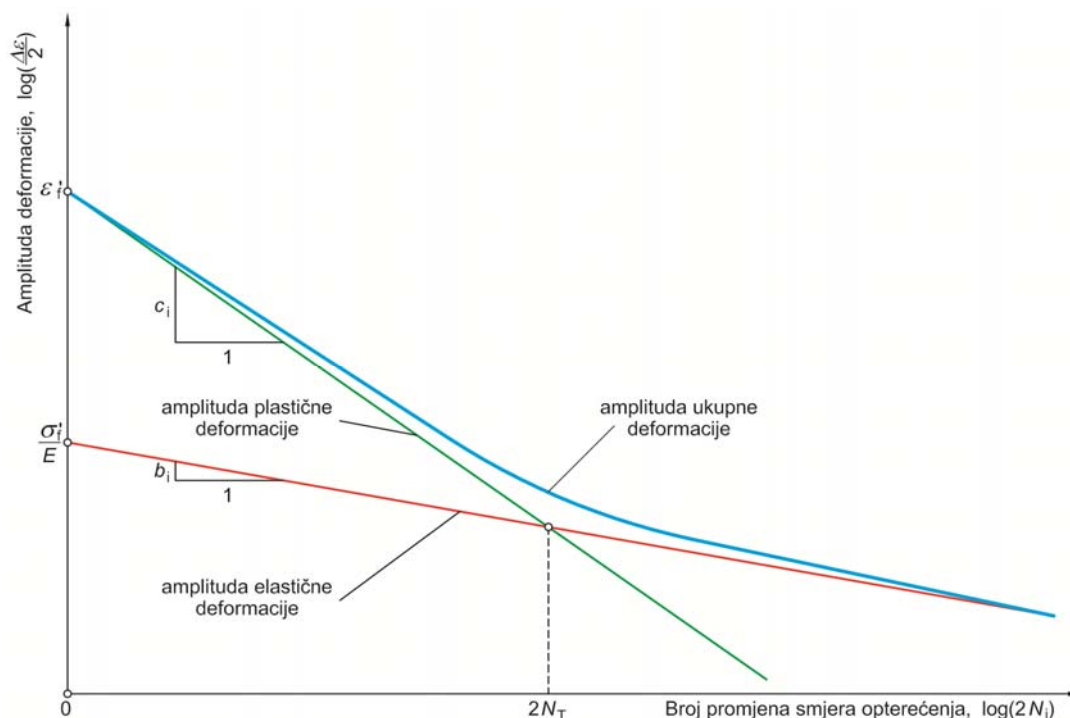
gdje je

σ'_f - koeficijent dinamičke čvrstoće,

b_1 - eksponent dinamičke čvrstoće.

Izraz (1.1.) može se modificirati tako da omogućava izračunavanje amplitude elastične deformacije

$$\frac{\Delta \varepsilon^e}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_i)^{b_i} \quad (1.2.)$$



Slika 2.5 Ovisnost deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine

Izraz koji povezuje amplitudu plastične deformacije $\left(\frac{\Delta \varepsilon^p}{2}\right)$ i broj promjena smjera opterećenja do nastanka pukotine $(2N_i)$ predložili su Coffin [37] i Manson [38] u obliku

$$\frac{\Delta \varepsilon^p}{2} = \varepsilon_f' (2N_i)^{c_i} \quad (1.3.)$$

gdje je

ε_f' - koeficijent cikličkih deformacija,

c_i - eksponent cikličkih deformacija.

Slika 2.5 prikazuje ovisnost amplitude deformacije o broju promjena smjera opterećenja te obje krivulje (plastična deformacija i elastična deformacija) predstavljaju pravce. Crveni pravac predstavlja izraz (1.2.), dok zeleni pravac predstavlja izraz (1.3.). Nagibi spomenutih

pravaca određeni su eksponentima b_1 i c_1 , a sjecišta osi ordinata sa koeficijentima $\frac{\sigma_f'}{E}$ i ε_f' (slika 2.5).

Zbrajanjem amplitude elastične deformacije i amplitude plastične deformacije dobiva se izraz koji povezuje ukupnu deformaciju i broj promjena smjera opterećenja.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^p}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_i)^{b_1} + \varepsilon_f' (2N_i)^{c_1} \quad (1.4)$$

U literaturi se prethodni izraz često naziva Morrowa jednadžba [39], kao i Basquin-Manson-Coffinova jednadžba kako će se nazivati u ovom radu.

Sjecište pravaca amplituda elastičnih i plastičnih deformacija (slika 2.5) određuje granicu između područja niskocikličkog i visokocikličkog zamora. Izjednačavanjem izraza (1.2.) sa izrazom (1.3.) dobiti će se

$$2N_T = \left(\frac{E \cdot \varepsilon_f'}{\sigma_f'} \right)^{\frac{1}{b_1+c_1}}, \quad (1.5)$$

gdje je

$2N_T$ - broj poluciklusa do granice između niskocikličkog i visokocikličkog zamora.

2.4.1 Aproksimativne metode dobivanja cikličkih karakteristika materijala

Dobivanje cikličkih karakteristika materijala je dugotrajan i skup proces, te su stoga mnogobrojni istraživači nastojali doći do međusobne ovisnosti između monotonih i cikličkih karakteristika materijala. U radu [40] je dan pregled od sedam metoda pomoću kojih se na osnovi monotonih karakteristika ili tvrdoće materijala mogu aproksimirati ciklička svojstva čelika te je zaključeno da samo tri metode daju zadovoljavajuće rezultate. Te tri metode biti će opisane u daljnjem tekstu.

2.4.1.1 Modificirana metoda univerzalnog nagiba pravaca

Metoda polazi od pretpostavke da su jednaki nagibi pravaca za sve materijale, u dijagramu ovisnosti deformacije (elastične i plastične) o broju ciklusa do nastanka pukotine, dok se koeficijent dinamičke čvrstoće računa prema izrazu

$$\sigma_f' = 0,623 \cdot \varepsilon_f \left(\frac{R_m}{E} \right)^{0,832}, \quad (1.6.)$$

dok se koeficijent cikličkih deformacija računa prema izrazu:

$$\varepsilon_f' = 0,0196 \cdot \varepsilon_f^{0,155} \left(\frac{R_m}{E} \right)^{-0,53}, \quad (1.7.)$$

gdje je

R_m - rastezna čvrstoća,

E - modul elastičnosti,

ε_f - stvarna deformacija u trenutku loma uzorka i računa se prema izrazu

$$\varepsilon_f = \ln \left(\frac{A_0}{A_f} \right),$$

A_0 - početna ploština površine poprečnog presjeka uzorka,

A_f - ploština površine poprečnog presjeka uzorka kod loma.

Pri tom su eksponent dinamičke čvrstoće i eksponent cikličkih deformacija konstantni i imaju vrijednosti $b_i = -0,09$ a $c_i = -0,56$.

2.4.1.2 *Bäumel-Seegerova metoda*

Ova metoda, kao i metoda univerzalnih pravaca, polazi od iste pretpostavke, s razlikom da legure aluminija i titana imaju drukčije nagibe pravaca u odnosu na nelegirane i nisko legirane čelike. Za nelegirane i nisko legirane čelike koeficijent dinamičke čvrstoće računa se prema izrazu

$$\sigma_f' = 1,5 \cdot R_m, \quad (1.8.)$$

a koeficijent cikličke deformacije računa se prema izrazu

$$\varepsilon_f' = 0,59 \cdot \psi, \quad (1.9.)$$

gdje je

$$\psi = 1 \quad - \text{za } \frac{R_m}{E} \leq 0,003,$$

$$\psi = 1,375 - 125,0 \left(\frac{R_m}{E} \right) \quad - \text{za } \frac{R_m}{E} > 0,003.$$

Ovdje su eksponent dinamičke čvrstoće i eksponent cikličkih deformacija također konstantni i imaju vrijednosti $b_i = -0,087$ i $c_i = -0,58$.

2.4.1.3 Metoda tvrdoće

Ova metoda omogućava aproksimaciju cikličkih karakteristika čelika čija je tvrdoća između 150 i 700 HB. Prednost joj je što uz modul elastičnosti materijala zahtijeva, samo njegova tvrdoća. Koeficijent dinamičke čvrstoće računa se prema izrazu

$$\sigma'_f = 4,24 \cdot (HB) + 225, \quad (1.10.)$$

a koeficijent cikličke deformacije je

$$\varepsilon'_f = \frac{1}{E} \left[0,32 \cdot (HB)^2 - 487(HB) + 191000 \right]. \quad (1.11.)$$

Eksponenti dinamičke čvrstoće i cikličkih deformacija su kao i kod metode univerzalnih pravaca konstantni i imaju vrijednosti $b_i = -0,09$ a $c_i = -0,56$.

2.5 Utjecaj srednjeg naprezanja

Kod ispitivanja cikličkih svojstava materijala provodi se simetrični ciklus deformacije (

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = -1). \text{ U općenitom slučaju opterećenja javlja se i srednje naprezanje, koje isto tako}$$

treba uzeti u obzir. Srednje naprezanje se općenito definira prema sljedećem izrazu:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}, \quad (1.12.)$$

gdje je

σ_{\max} - najveće naprezanje uslijed cikličkog opterećenja,

σ_{\min} - najmanje naprezanje uslijed cikličkog opterećenja.

Da bi obuhvatio utjecaj srednjeg naprezanja Morrow [41] je u skladu sa zapažanjem da je utjecaj srednjeg naprezanja značajan za slučaj malih deformacija, a malo utječe na velike plastične deformacije, predložio modifikaciju elastičnog dijela izraza (1.4.)

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f - \sigma'_m)}{E} (2N_i)^{b_i} + \varepsilon'_f (2N_i)^{c_i}. \quad (1.13.)$$

Prema prethodnom izrazu može se zaključiti da se omjer elastičnih i plastičnih deformacija mijenja s promjenom srednjeg naprezanja, a samim time mijenja se i oblik histerezne petlje.

Naprotiv, eksperimentalnim istraživanjem došlo se do zaključka da oblik histerezne petlje ovisi samo o rasponu deformacije.

Smith, Watson i Topper (SWT) [42] predložili su drukčiji pristup, prema kojem se utjecaj srednjeg naprezanja uzima u obzir preko maksimalnog naprezanja. Pri $R = -1$ maksimalno naprezanje je

$$\sigma_{\max} = \sigma_f' (2N_i)^{b_i}. \quad (1.14.)$$

Množenjem prethodnog izraza s Basquin-Manson-Coffinovom jednadžbom (1.4.) dobit će se SWT jednadžba

$$\sigma_{\max} \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N_i)^{2b_i} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_i)^{b_i+c_i}. \quad (1.15.)$$

Osnovna zamjerka ovom izrazu je ta što postaje nedefiniran za slučaj da je najveće naprezanje u ciklusu negativno ili jednako nuli.

Iz priloženog može se vidjeti da obadvije metode imaju nedostatke, a eksperimentima je utvrđeno da SWT metoda predstavlja dobar izbor za opću uporabu te da daje dosta dobre rezultate kada su u pitanju aluminijske legure. Za komponente izrađene od čelika preporuča se Morrowova metoda [34], [43].

Za slučaj torzijskog opterećenja koristi se izraz sličan izrazu (1.4.)

$$\frac{\Delta \gamma}{2} = \frac{\tau_f'}{G} (2N_i)^{b_{0i}} + \gamma_f' (2N_i)^{c_{0i}}. \quad (1.16.)$$

Kako se vidi iz prethodnog izraza, uz modul smicanja G , ovisnost broja ciklusa do nastanka pukotine o amplitudi smične deformacije definirana je sa četiri smične cikličke karakteristike materijala

$$(\tau_f', b_{0i}, \gamma_f', c_{0i}).$$

Za razliku od vlačnih karakteristika, smične cikličke karakteristike dostupne su samo za mali broj materijala, pa se najčešće izračunavaju na sljedeći način:

$$b_{0i} = b_i, c_{0i} = c_i, \tau_f' = \frac{\sigma_f'}{\sqrt{3}}, \gamma_f' = \sqrt{3} \varepsilon_f'. \quad (1.17.)$$

2.6 Nastanak pukotine pri višeosnom stanju naprezanja

Kod većine strojnih dijelova, podvrgnutih u vremenu promjenjivom opterećenju, stanje naprezanja je višeosno. Pritom razlikujemo proporcionalno i neproporcionalno stanje opterećenja. Proporcionalno stanje opterećenja je stanje opterećenja koje u strojnom dijelu izaziva višeosno stanje naprezanja na takav način da se u vremenu ne mijenjaju pravci glavnih naprezanja kao niti odnos među njima. Ako se pri djelovanju promjenjivog opterećenja u tijelu mijenjaju odnosi među glavnim naprezanjima, kao i pravci glavnih naprezanja, onda takvo stanje opterećenja nazivamo neproporcionalnim stanjem [49].

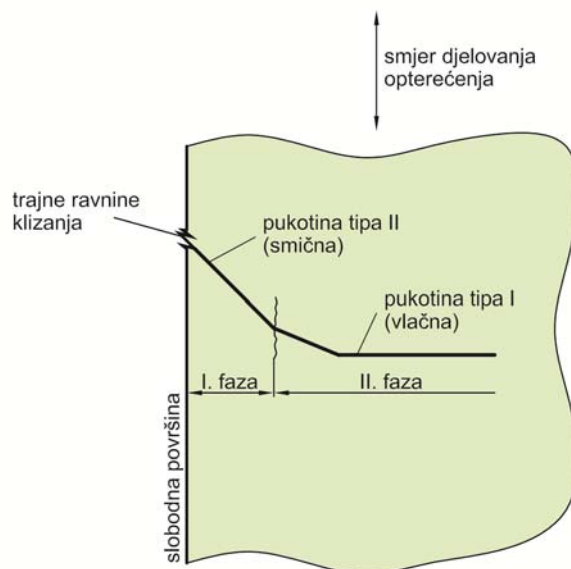
Da bi se odredio broj ciklusa do nastanka pukotine u strojnom dijelu koje je podvrgnuto višeosnom stanju naprezanja, razvijeno je niz metoda. Ove metode u pravilu možemo podijeliti na tri osnovne skupine: metode ekvivalentnog naprezanja ili deformacije, energijske metode i metode kritične ravnine.

Ispočetka, metode su bile usmjerene na traženje procedura pronalaženja ekvivalentnog naprezanja. Ovim metodama transformira se amplituda višeosnog naprezanja (deformacije) u ekvivalentnu amplitudu jednoosnog naprezanja (deformacije) koje bi uzrokovalo isto oštećenje kao i višeosno stanje. Prema radovima [45] i [46], ova metoda daje dobre rezultate samo u slučaju višeosnog proporcionalnog stanja opterećenja kod visokocikličkog zamora. Nedostatak ovakvih metoda je taj što ne mogu opisati ovisnost procesa zamora o obliku petlje histereze. Ovaj nedostatak je prevladan energijskim metodama (metodama rada plastične deformacije). Rad plastične deformacije izračunava se po jedinici volumena za jedan ciklus opterećenja i predstavlja veličinu koja se postavlja u odnos broja ciklusa potrebnih za nastanak pukotine.

Poznato je da pukotine nastaju i rastu na određenim ravninama (trajne ravnine klizanja, poglavlje 2.1), što ova metoda ne uzima u obzir. Ovaj nedostatak je prevladan metodama kritične ravnine.

2.6.1 Metoda kritične ravnine

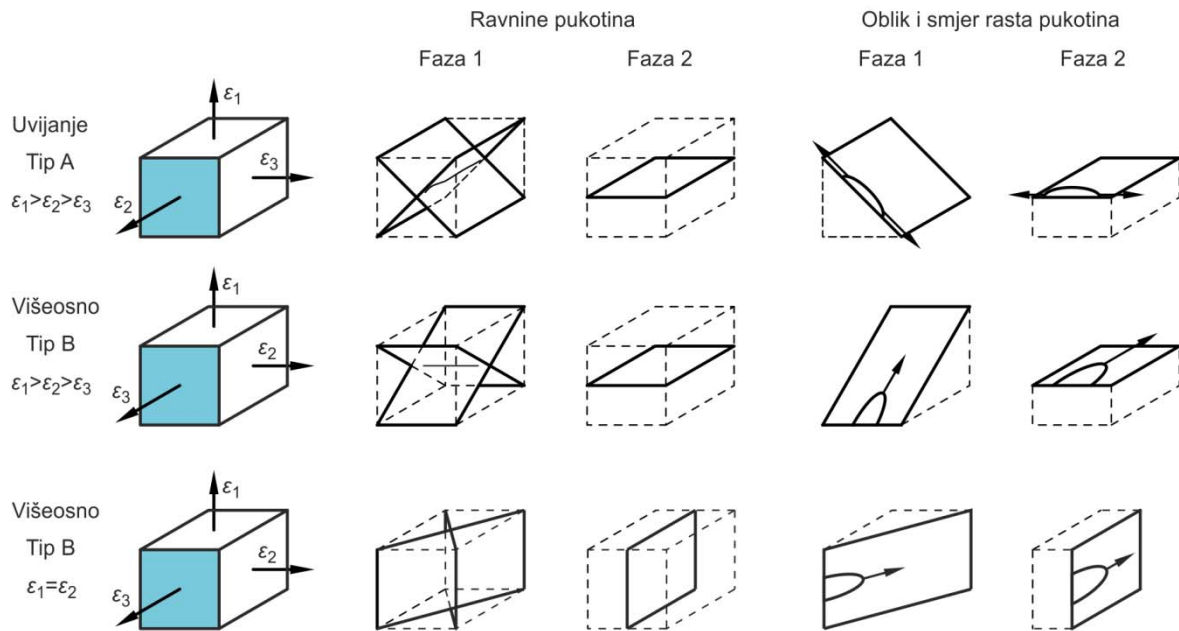
Na ravninama maksimalnih kutnih (smičnih) deformacija javljaju se trajne ravnine klizanja, pa se pretpostavlja da su smična naprezanja i deformacije osnovni uzrok nastanka pukotine. Pri tom važnu ulogu imaju naprezanja i deformacije okomite na ravninu maksimalnih smičnih deformacija i to na način da razdvaja rubove pukotine čime se izaziva smanjenje trenja. Ovaj efekt omogućava povećanje brzine rasta pukotine i smanjenje vijeka trajanja.



Slika 2.6 Faze rasta pukotine [54]

U samom početku nastanka pukotine prva faza je nukleacija mikropukotina (slika 2.6), koje nastaju na ravninama maksimalne smične deformacije (trajne ravnine klizanja). Nakon nukleacije slijedi drugi dio nastanka pukotine, odnosno rast kratkih pukotina. U ovoj fazi pukotine rastu u ravninama maksimalnih smičnih deformacija, a pukotine se nazivaju smičnim pukotinama. Nakon postizanja određene duljine, pukotine mijenjaju smjer i šire se na ravnine koje stoje okomito na najveća normalna naprezanja. Uobičajeni naziv pukotine u ovoj fazi je vlačna pukotina. Općenito se može reći da prva faza nastanka pukotine dominira kod duktilnih materijala kao i kod cikličkih uvojnih opterećenja s manjim normalnim naprezanjima. Dočim je druga faza dominantna kod krhkih materijala kao i kod velikih cikličkih normalnih naprezanja (kod oštro urezanih laboratorijskih uzoraka s velikim faktorom koncentracije naprezanja, prva faza se uopće ne može zamijetiti).

Brown i Miller [47], proučavajući širenje pukotine za vrijeme prve faze, definirali su dva tipa pukotina na ravninama najvećih kutnih deformacija. Pukotine koje nastaju samo u slučaju čistog uvojnog opterećenja, plitke su i šire se u smjeru paralelnom sa slobodnom površinom, nazivaju se pukotinama tipa A (površinske pukotine). Pukotine koje se šire u tijelo komponente nazivaju se pukotinama tipa B (dubinske pukotine). Koji tip pukotine će se pojaviti ovisi o omjeru glavnih naprezanja (slika 2.7).



Slika 2.7 Moguće ravnine širenja pukotine za vrijeme I i II faze

2.6.1.1 Kriterij nastanka pukotine

Osim definiranja tipova pukotina, Brown i Miller u radu [47] predložili su dvoparametarsku formulaciju nastanka pukotine.

$$\gamma_{\max} = (\varepsilon_n), \quad (1.18.)$$

gdje je

γ_{\max} - najveća kutna deformacija,

ε_n - normalna deformacija.

Prema njima, kutna deformacija ima primarnu ulogu u procesu nastanka pukotine, dok normalna deformacija ima modificirajuću ulogu. Da bi se pomoću izraza (1.18.) mogao definirati broj ciklusa do nastanka pukotine, Kandil, u radu [11], predlaže njenu modifikaciju na osnovu Basquin-Coffin-Mansonovog izraza u obliku

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + S \frac{\Delta\varepsilon_n}{2} = C_1 \frac{\sigma_f'}{E} (2N_i)^{b_1} + C_2 \varepsilon_f' (2N_i)^{c_1}, \quad (1.19.)$$

gdje je

$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2}$ - amplituda najveće kutne deformacije,

- $\frac{\Delta \varepsilon_n}{2}$ - amplituda normalne deformacije,
 C_1 i C_2 - konstante materijala,
 S - faktor materijala.

Sljedeći izrazi mogu se izvesti na osnovu Mohrove kružnice

$$\frac{\gamma_{\max}}{2} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2} \quad \text{i} \quad \frac{\varepsilon_n}{2} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2}, \quad (1.20.)$$

gdje su

- $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ i ε_3 - glavne deformacije uz $\varepsilon_1 \geq \varepsilon_2 \geq \varepsilon_3$.

Za jednoosno stanje naprezanja vrijedi da je $\varepsilon_2 = -\nu \varepsilon_1$ i $\varepsilon_3 = -\nu \varepsilon_1$ gdje je ν Poissonov omjer pa možemo pisati

$$\gamma_{\max} = \varepsilon_1 - \varepsilon_3 = (1 + \nu) \varepsilon_1 \quad \text{i} \quad \varepsilon_n = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2} = \frac{(1 - \nu) \varepsilon_1}{2}. \quad (1.21.)$$

Na osnovi izraza (1.19.) i (1.21.) možemo pisati izraze za izračun konstanti C_1 i C_2 :

$$C_1 = (1 + \nu_e) + S \frac{(1 - \nu_e)}{2}, \quad (1.22.)$$

$$C_1 = (1 + \nu_p) + S \frac{(1 - \nu_p)}{2},$$

gdje je

- ν_e - Poissonov omjer u elastičnom području,
 ν_p - Poissonov omjer u plastičnom području.

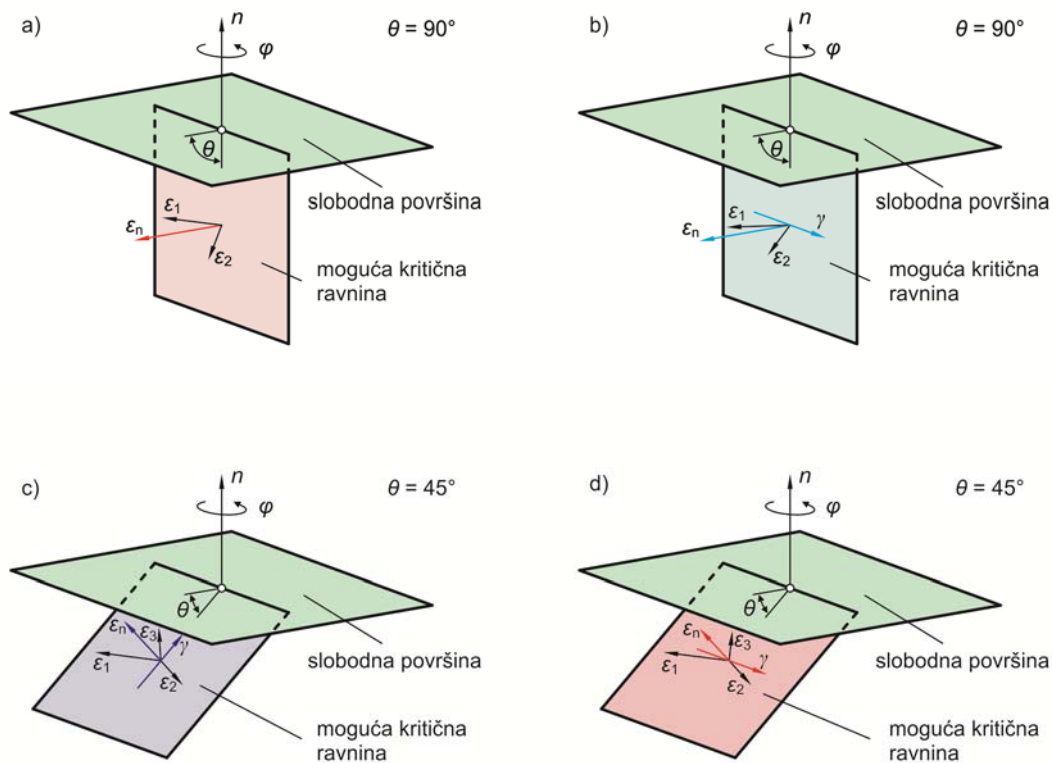
Ako pretpostavimo da je $\nu_e = 0,3$ i $\nu_p = 0,5$, uz faktor materijala $S = 1$ dobit ćemo da je $C_1 = 1,65$ i $C_2 = 1,75$ pa se Brown-Millerov kriterij nastanka pukotine može zapisati u obliku

$$\frac{\Delta \gamma_{\max}}{2} + S \frac{\Delta \varepsilon_n}{2} = 1,65 \frac{\sigma_f'}{E} (2N_i)^{b_1} + 1,75 \varepsilon_f' (2N_i)^{c_1}. \quad (1.23.)$$

Lijeva strana predstavlja Brown-Millerov parametar oštećenja, a kako ga je razvio Kandil, naziva se i Kandil-Brown-Millerov ili skraćeno KBM parametar oštećenja.

2.6.2 Draperov pristup

Ovaj pristup spada u metode kritične ravnine, a predložen je u [34]. Ova metoda polazi od mogućnosti rotacije kritične ravnine i traženja ravnine u kojoj oštećenje ima najveću vrijednost za jedan ciklus opterećenja. Oštećenje se izračunava za svaku ravninu pomoću odgovarajućeg kriterija nastanka pukotine, a ravnina sa najvećim iznosom oštećenja označava se kao kritična ravnina.



Slika 2.8 Orijentacija kritičnih ravnina za: a) krhke materijale, b), c) i d) duktilne materijale [35]

Karakteristika ovog pristupa je što ima dva modela, jedan za krhke, a drugi za duktilne materijale. Kod krhkih materijala, kao moguće kritične ravnine označavaju se ravnine najveće normalne deformacije, tj. $\theta = 90^\circ$, uz inkrement zakretanja ravnine od $\varphi = 10^\circ$, dobivamo 18 mogućih ravnina (slika 2.8a). Kako je kod duktilnih materijala dominantna prva faza širenja pukotine, kao moguće kritične ravnine označavaju se ravnine s najvećim kutnim deformacijama [48]. Prema tome moguće kritične ravnine su one ravnine za koje je $\theta = 90^\circ$ i $\theta = 45^\circ$, uz napomenu da se za ravnine od $\theta = 45^\circ$ razmatraju dva slučaja:

- kutna deformacija leži u ravnini tangencijalnoj na slobodnu površinu (slika 2.8c),
- smjer kutne deformacije je okomit na presječnicu između moguće kritične ravnine i ravnine tangencijalne na slobodnu površinu (slika 2.8d).

U ovom slučaju, uz korak zakreta kritične ravnine od $\varphi = 10^\circ$, imamo ukupno 54 moguće kritične ravnine.

Ako se u izrazu (1.4.), amplituda osne deformacije $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$ zamjeni s amplitudom deformacije normalne na kritičnu ravninu $\frac{\Delta\varepsilon_n}{2}$, dobiti će se kriterij nastanka pukotine za krhke materijale

$$\frac{\Delta\varepsilon_n}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_i)^{b_i} + \varepsilon_f' (2N_i)^{c_i}. \quad (1.24.)$$

Za duktilne materijale predložen je Brown-Millerov kriterij nastanka pukotine, izraz (1.23.).

Uz obuhvaćanje utjecaja srednjeg naprezanja i dodatnog očvršćivanja materijala uslijed moguće rotacije pravaca glavnih naprezanja, za oba modela vrši se korekcija pomoću metode koju je predložio Morrow. U konačnici izraz nastanka pukotine za krhke materijale ima oblik

$$\frac{\Delta\varepsilon_n}{2} = \frac{(\sigma_f' - \sigma_{n,m})}{E} (2N_i)^{b_i} + \varepsilon_f' (2N_i)^{c_i}, \quad (1.25.)$$

a za duktilne materijale

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + S \frac{\Delta\varepsilon_n}{2} = 1,65 \frac{(\sigma_f' - \sigma_{n,m})}{E} (2N_i)^{b_i} + 1,75 \varepsilon_f' (2N_i)^{c_i}, \quad (1.26.)$$

gdje je

$\sigma_{n,m}$ - srednje normalno naprezanje.

U slučaju ako nije poznato je li ponašanje materijala krhko ili duktilno, broj ciklusa do nastanka pukotine izračunava se prema obadva modela, a odabire se konzervativnija vrijednost tj. manji broj ciklusa.

2.7 Elasto-plastična korekcija

Za predviđanje broja ciklusa do nastanka pukotine potrebno je poznavanje vrijednosti lokalne deformacije i lokalnog naprezanja na najopterećenijem području. Lokalne vrijednosti deformacije i naprezanja mogu se odrediti na sljedeće načine:

- direktnim mjerenjem lokalne deformacije,
- elasto-plastičnim numeričkom analizom (primjenom npr. MKE),
- aproksimativnim metodama.

Numerička analiza je u pravilu dugotrajna i skupa, pa se iz tog razloga često pribjegava aproksimativnim metodama.

U ovom poglavlju bit će obrađeno poopćeno Neuberovo pravilo (koristi se u slučaju proporcionalnog stanja opterećenja) i inkrementalno Neuberovo pravilo (koristi se u slučaju neproporcionalnog stanja opterećenja).

2.7.1 Neuberovo pravilo

Ovo pravilo počiva na pretpostavci da je umnožak naprezanja i deformacije konstantan, tj.

$$\sigma_a \varepsilon_a = \sigma_{a,\max} \varepsilon_{a,\max}. \quad (1.27.)$$

Lijeva strana predstavlja umnožak naprezanja i deformacije u elasto-plastičnom području, dok desna strana predstavlja umnožak njima ekvivalentnog potpuno elastičnog naprezanja i deformacije,

$$\sigma_{a,\max} = E \varepsilon_{a,\max}. \quad (1.28.)$$

Ako se prethodni izraz uvrsti u Neuberovo pravilo dobit će se

$$\sigma_a \varepsilon_a = \frac{\sigma_{a,\max}^2}{E}. \quad (1.29.)$$

Kako je nominalno naprezanje niže od granica tečenja, za njega vrijedi Hookov zakon

$$\sigma_{a,n} = E \varepsilon_{a,n}. \quad (1.30.)$$

Izraz (1.29.) množimo s E i podijelimo sa $\sigma_{a,n}^2$ da bi dobili

$$\frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_{a,n}} \frac{\sigma_a}{\sigma_{a,n}} = \frac{\sigma_{a,\max}^2}{\sigma_{a,n}^2}. \quad (1.31.)$$

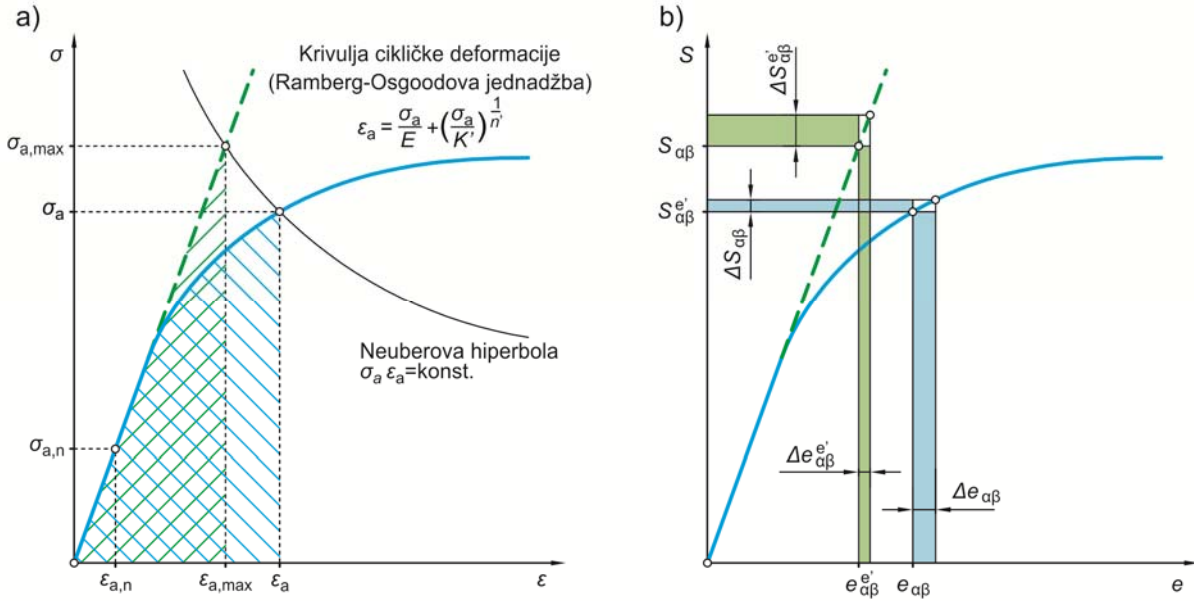
U prethodnom izrazu je $\beta_\varepsilon = \frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_{a,n}}$ i $\beta_\sigma = \frac{\sigma_a}{\sigma_{a,n}}$, a $\alpha_t = \frac{\sigma_{a,\max}^2}{\sigma_{a,n}^2}$ pa možemo pisati sljedeći izraz

$$\beta_\varepsilon \beta_\sigma = \alpha_t^2 \quad (1.32.)$$

ili izraz

$$\frac{\sigma_{a,n}^2 \alpha_t^2}{E} = \sigma_a \varepsilon_a. \quad (1.33.)$$

Prethodna dva izraza predstavljaju najčešće oblike kojima se izražava Neuberovo pravilo što se može vidjeti iz jednakosti šrafiranih površina na slici 2.9a. Spomenuta slika prikazuje dijagram ovisnosti naprezanja o deformaciji u kojem Neuberovo pravilo predstavlja hiperbolu, čije sjecište s cikličkom krivuljom naprezanje-deformacija predstavlja lokalnu elasto-plastičnu vrijednost naprezanja i deformacije.



Slika 2.9 a) Neuberovo pravilo, b) inkrementalno Neuberovo pravilo

Uvrštavanjem izraza (1.33.) u Ramberg-Osgoodovu jednadžbu dobiva se sljedeći izraz

$$\frac{\sigma_{a,n}^2 \alpha_t^2}{E} = \frac{\sigma_a^2}{E} + \sigma_a \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (1.34.)$$

iz kojeg se izračunava ordinata sjecišta i dobivaju elasto-plastične vrijednosti naprezanja i deformacije.

2.7.2 Inkrementalno Neuberovo pravilo

Kako je već spomenuto, aproksimacija lokalnih naprezanja i deformacija pomoću poopćenog Neuberovog pravila nije prikladna u uvjetima neproporcionalnog stanja opterećenja. Razlog tomu leži u činjenici da je odziv naprezanja uslijed zadanog poluciklusa deformacije ovisan o putanji iste. U uvjetima neproporcionalnog stanja opterećenja koristi se inkrementalno Neuberovo pravilo. Ovo pravilo polazi od pretpostavke da se za dani prirast vanjskog opterećenja, odgovarajući prirast ukupne gustoće energije deformiranja može aproksimirati prirastom ukupne gustoće energije deformiranja tijela koje je cijelo vrijeme u elastičnom području (slika 2.9b). Sljedeći izraz matematički opisuje navedenu pretpostavku

$$\sigma_{\alpha\beta}^{e'} \Delta \epsilon_{\alpha\beta}^{e'} + \epsilon_{\alpha\beta}^{e'} \Delta \sigma_{\alpha\beta}^{e'} = \sigma_{\alpha\beta} \Delta \epsilon_{\alpha\beta} + \epsilon_{\alpha\beta} \Delta \sigma_{\alpha\beta}. \quad (1.35.)$$

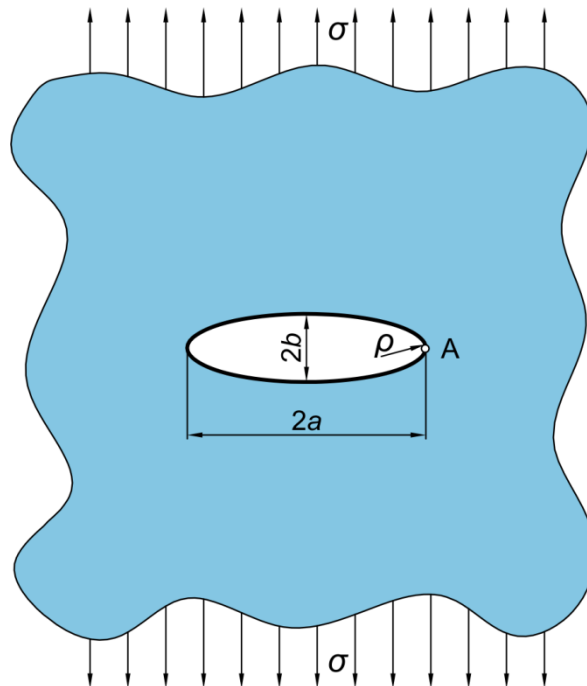
3

Rast pukotine

U početku, mehanika loma je bila primjenjiva samo na materijale koji zadovoljavaju Hookov zakon. Od 1960. razvijaju se teorije koje uzimaju u obzir različite tipove nelinearnog ponašanja materijala. Na osnovi načina određivanja polja lokalnih napreznja i deformacija, mehanika loma može se podijeliti na linearno elastični (eng. *Linear Elastic Fracture Mechanics*, LEFM) i nelinearni pristup (eng. *Elastic-Plastic Fracture Mechanics* – EPFM, viskoelastični i viskoplastični) [49]. U nastavku ovog poglavlja bit će dani kratki opisi parametara mehanike loma koji će se primjenjivati u radu, dok se dodatne informacije mogu naći u radovima [49] i [50].

2.8 Utjecaj zreznog djelovanja na koncentraciju napreznja

Proučavajući utjecaj zreza na koncentraciju napreznja, Inglis [51] je analizirao eliptični provrt u beskonačnoj ravnoj ploči (slika 0.1).



Slika 0.1 Eliptički provrt u ravnoj ploči

Uz pretpostavku da na provrt ne utječu rubovi ploče, tj. da je širina ploče $\gg 2a$ i da je visina ploče $\gg 2b$ Inglis je izveo izraz za naprezanje u točki A:

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b} \right). \quad (3.1.)$$

Ako se glavna os, a , povećava u odnosu na os b , eliptički provrt poprima oblik oštre pukotine. Za ovaj slučaj, Inglis je pokazao da je mnogo prikladnije ako se izraz (3.1.) prikaže preko polumjera zakrivljenosti:

$$\rho = \frac{b^2}{a}. \quad (3.2.)$$

Na osnovi prethodnog izraza, možemo izraz (3.1.) napisati u sljedećem obliku:

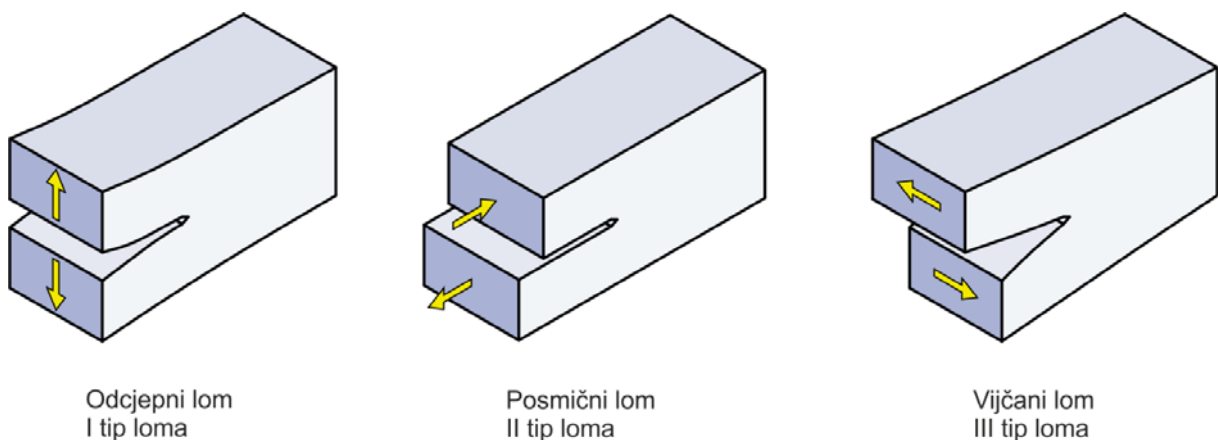
$$\sigma_A = \sigma \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \right). \quad (3.3.)$$

Može se uočiti da za slučaj kada se elipsa približava obliku pukotini, to jest za $\rho = 0$, naprezanje u tjemenu pukotine poprima beskonačnu veličinu bez obzira na naprezanje σ :

$$\sigma_A = \lim_{\rho \rightarrow 0} \left[\sigma \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \right] = \infty. \quad (3.4.)$$

Prema ovom izrazu, materijali koji sadrže oštru pukotinu, teoretski bi pucali i pri malom opterećenju, što se u stvarnosti ne događa. Razlog tome je što se metal plastično deformira čime dolazi do zatupljivanja vrška oštre pukotine. Ovaj problem je riješen uvođenjem koeficijent intenzivnosti naprezanja (eng. *stress intensity factor* – SIF):

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}. \quad (3.5.)$$



Slika 0.2 Tri tipa opterećenja s odgovarajućim tipovima pukotina [50]

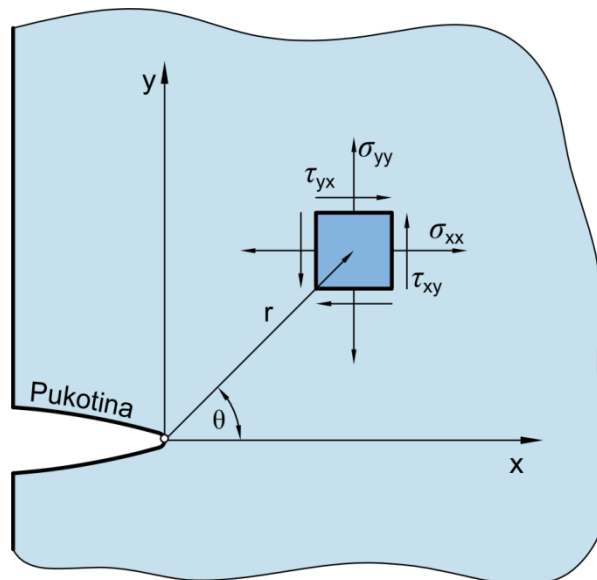
Koeficijent intenzivnosti naprezanja se u pravilu piše s indeksom koji označava tip opterećenja. Na slici 0.2 su prikazana tri osnovna tipa opterećenja.

Ovisno o tipu opterećenja, naprezanje oko vrška pukotine se može opisati pomoću sljedećih izraza, s tim da je koordinatni sustav definiran na slici 0.2:

$$\begin{aligned} \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(I)}(\theta) \\ \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(II)} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(II)}(\theta) \\ \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(III)} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(III)}(\theta) \end{aligned} \quad (3.6)$$

Naprezanja oko vrška pukotine se zbrajaju za slučaj da postoji više tipova opterećenja koja djeluju na tijelo:

$$\sigma_{ij}^{(\text{ukupno})} = \sigma_{ij}^{(I)} + \sigma_{ij}^{(II)} + \sigma_{ij}^{(III)}. \quad (3.7)$$



Slika 0.3 Definicija koordinatnog sustava u vršku pukotine

2.9 Koeficijent intenziteta naprezanja

Općeniti oblik koeficijent intenziteta naprezanja dan je u izrazu (3.8.) u kojem je σ - naprezanje, a - karakteristična dimenzija pukotine, dok je Y - bezdimenzijska konstanta koja ovisi o duljini i orijentaciji pukotine, opterećenju i geometriji promatranog dijela:

$$K_{(I,II,III)} = Y\sigma\sqrt{\pi a}. \quad (3.8)$$

Strojni dijelovi najčešće su složenog oblika i podvrgnuti su složenim opterećenjima te nije moguće pomoću analitičkih izraza izračunati koeficijent intenzivnosti naprezanja. Iz toga razloga su razvijene metode za izračunavanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja pomoću

metode konačnih elemenata. U početku se problem singularnosti u okolici vrška pukotine rješavao na način da bi se u tom području koristila veoma gusta mreža elemenata. Potrebnu singularnost kod elastičnih materijala nije moguće postići standardnim elementima te su stoga razvijeni singularni kondenzirani elementi. Ovaj tip elemenata dobije se kada se četvrtasti kvadratni elementi sažmu u trokutaste elemente (kod 2D problema) ili 20-čvorni elementi sažmu u singularne klinaste elemente (kod 3D problema). U novije vrijeme problem singularnosti se rješava primjenom proširene metode konačnih elemenata i to na način da klasične čvorove obogaćuje Heveisadeovim funkcijama i asimptotskim funkcijama pomaka oko vrška pukotine (poglavlje 0) [15].

2.9.1 Metoda J -integrala

J -integral je široko prihvaćeni parametar mehanike loma kako za linearno tako i za nelinearno ponašanje materijala. Sam J -integral je povezan s oslobođenom energijom prilikom rasta pukotine i mjera je intenziteta deformacija pri vršku pukotine. Posebno je pogodan za primjenu kod nelinearnog ponašanja materijala. Kod linearnog ponašanja materijala J -integral je direktno povezan s koeficijentom intenziteta naprezanja. Metoda J -integrala se često koristi iz razloga što je jednostavna za primjenu i što se njome postiže dobra točnost čak i kod relativno rijetke mreže [18].

2.9.1.1 Određivanje J -integrala u 2D

J -integral za dvodimenzijsku pukotinu u linearno i nelinearno elastičnim materijalima je proizvoljni konturni integral (ne ovisi o obliku krivulje) i definiran je prema [49]:

$$J = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{H} \cdot \mathbf{q} d\Gamma, \quad (3.9.)$$

gdje je

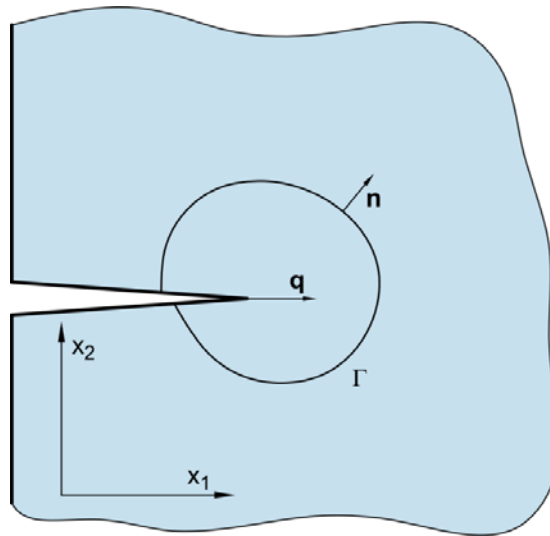
Γ - krivulja koje počinje s donje strane pukotine i završava na gornjoj strani pukotine (slika 0.4) s tim da $\Gamma \rightarrow 0$ pokazuje da se Γ sužava oko vrška pukotine,

\mathbf{q} - jedinični vektor u smjeru rasta pukotine,

\mathbf{n} - vanjska normala na Γ ,

\mathbf{H} - je dan prema sljedećem izrazu $H = W\mathbf{I} - \sigma \frac{\partial u}{\partial x}$.

Kod elastičnih materijala W je gustoća elastične energije deformiranja, dok kod elasto-plastičnih ili elasto-viskoplastičnih materijala W predstavlja zbroj gustoće elastične energije deformiranja i plastičnog rasipanja energije.



Slika 0.4 Krivulja za procjenu J -integrala

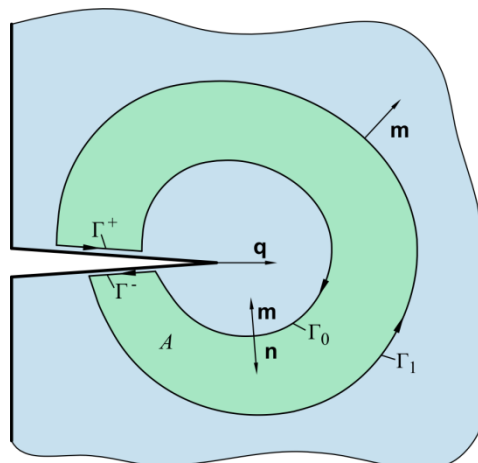
Množenjem izraza (3.9.) s težinskom funkcijom \bar{q} , koja ima vrijednost $\bar{q} = q$ na unutarnjoj konturi Γ_0 dok je na vanjskoj konturi Γ_1 $\bar{q} = 0$ [55], dobit će se sljedeći izraz:

$$J = - \int_{\Gamma_1 + \Gamma^+ + \Gamma^- + \Gamma_0} \mathbf{m} \cdot \mathbf{H} \cdot \bar{q} d\Gamma - \int_{\Gamma^+ + \Gamma^-} \mathbf{t} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \bar{q} d\Gamma, \quad (3.10.)$$

gdje je

\mathbf{m} - vanjska normala na konturi Γ_1 , a na konturi Γ_0 $\mathbf{m} = -\mathbf{n}$,

\mathbf{t} - površinsko opterećenje i jednak je $\mathbf{t} = \mathbf{m} \cdot \boldsymbol{\sigma}$ na površinama pukotine Γ^+ i Γ^- .



Slika 0.5 Zatvorena kontura koja obuhvaća površinu A

Korištenjem Stokesova teorema, integral duž zatvorene konture može se transformirati u površinski integral, pa se izraz (3.10.) može napisati u obliku:

$$J = - \int_A \frac{\partial}{\partial x} \cdot (\mathbf{H} \cdot \bar{\mathbf{q}}) d\Gamma - \int_{\Gamma^+ + \Gamma^-} \mathbf{t} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \bar{\mathbf{q}} d\Gamma, \quad (3.11.)$$

gdje je

A - površina obuhvaćena zatvorenom konturom $\Gamma_1 + \Gamma^+ + \Gamma^- + \Gamma_0$.

Ako je ravnoteža zadovoljena i ako je W funkcija mehaničke deformacije, tj. ako je $W = W(\varepsilon^m)$ dobit će se sljedeće:

$$\left(\frac{\partial}{\partial x} \right) \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f} = 0, \quad (3.12.)$$

$$\frac{\partial W}{\partial x} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon^m} : \frac{\partial \varepsilon^m}{\partial x} = \boldsymbol{\sigma} : \left(\frac{\partial \varepsilon}{\partial x} - \frac{\partial \varepsilon^t}{\partial x} \right),$$

gdje je

\mathbf{f} - gustoća obujamne sile,

ε^t - deformacija uslijed utjecaja topline.

Sad se izraz (3.11.), uvrštavanjem gornja dva izraza, može napisati u sljedećem obliku:

$$J = - \int_A \left[\mathbf{H} : \frac{\partial \bar{\mathbf{q}}}{\partial x} + \left(\mathbf{f} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} - \boldsymbol{\sigma} : \frac{\partial \varepsilon^t}{\partial x} \right) \cdot \bar{\mathbf{q}} \right] d\Gamma - \int_{\Gamma^+ + \Gamma^-} \mathbf{t} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \bar{\mathbf{q}} d\Gamma. \quad (3.13.)$$

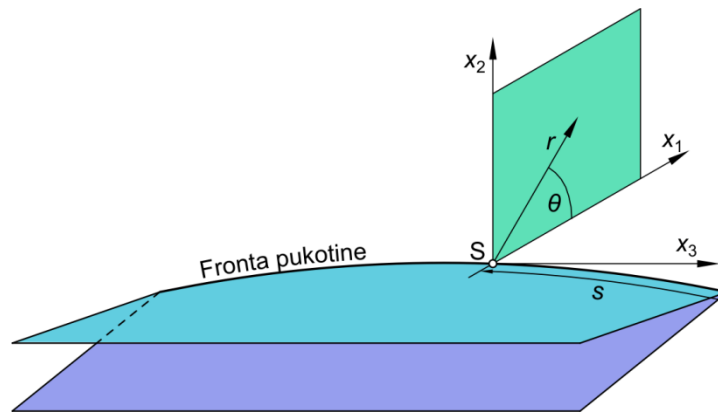
Programski paket *ABAQUS*, za procjenu ovih integrala definira prstene elemenata koji okružuju vršak pukotine. Prva kontura predstavlja skup elemenata koji diskretiziraju područje oko vrška pukotine, dok druga kontura predstavlja elemente koji dijele čvorove s elementima prve konture.

2.9.1.2 Određivanje J -integrala u 3D

Razmatranje iz prethodnog poglavlja može se primijeniti i na trodimenzionalne probleme na način da se dvodimenzionalna pukotine tangencijalno prošire u smjeru x_3 (slika 0.6).

Lokalni koordinatni sustav izabran je na način da je os x_1 normala na frontu pukotine, os x_2 je postavljena okomito na ravninu pukotine a os x_3 je tangenta na frontu pukotine (slika 0.6).

Lokalni smjer virtualnog napredovanja pukotine zadan je pomoću \mathbf{q} koji je okomit na frontu pukotine i leži u ravnini pukotine (x_1 - x_3). Za definiranje konture koristi se ravnina x_1 - x_2 koja je okomita na frontu pukotine u točki S , tako da se i J -integral definira u ovoj ravnini te predstavlja iznos oslobođene energije po točkama duž fronte pukotine i može se izračunati prema izrazu (3.9).



Slika 0.6 Definiranje lokalnog Kartezijevog sustava na fronti pukotine u točki S

Za 3D pukotine iznos oslobođene energije dan je sljedećim izrazom:

$$\bar{J} = \int_L J(s)\lambda(s) ds = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{A_v} \lambda(s) \mathbf{n} \cdot \mathbf{H} \cdot \mathbf{q} dA, \quad (3.14.)$$

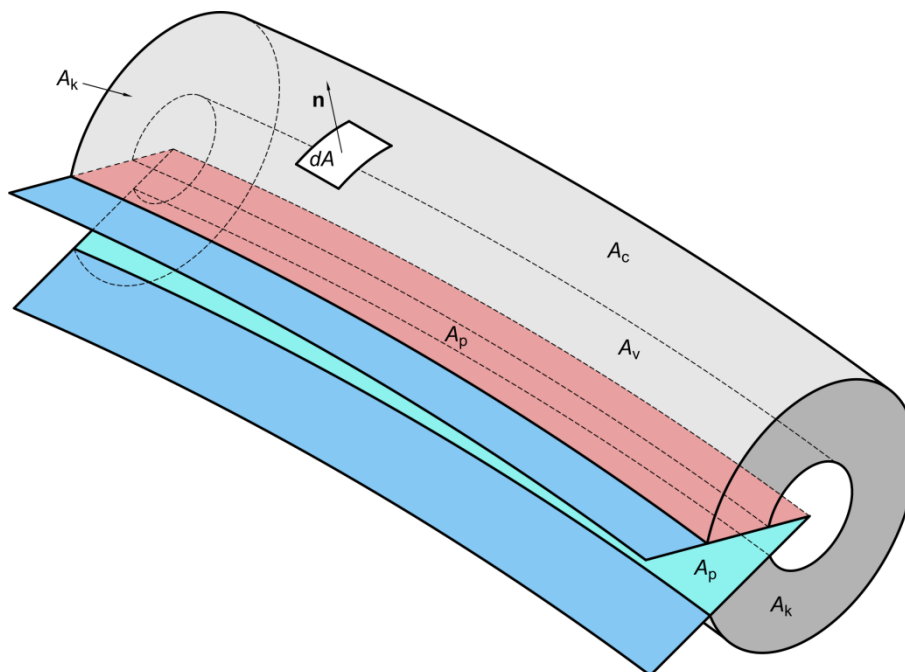
gdje je

$\lambda(s)$ - virtualni smjer napredovanja pukotine,

L - označava razmatranu frontu pukotine,

dA - površinski element na inkrementalno maloj cijevnoj površini koja okružuje vršak pukotine, $dA = ds d\Gamma$,

\mathbf{n} - vanjska normala na dA .



Slika 0.7 Površine $A = A_o + A_t + A_p + A_k$ obuhvaćaju volumen V

\bar{J} -integral se može izračunati na sličan način kao što je primijenjen kod 2D problema. Prvo je potrebno transformirati površinski integral iz izraza (3.14.) u zapreminski integral uvođenjem površine konture A_c , vanjske površine A_v , krajnjih površina A_k na krajevima pukotine i površine pukotine A_p , kako je prikazano na slici 0.7 Slika 0.7.

Težinska funkcija $\bar{\mathbf{q}}$, definirana je na način da ima vrijednost 0 na površini A_c , a $\bar{\mathbf{q}} = \lambda(s)\mathbf{q}$ na površini A_v , između tih dviju vrijednosti $\bar{\mathbf{q}}$ se mijenja vrlo glatko. Sada se izraz (3.14.) može napisati u sljedećem obliku:

$$\bar{J} = -\int_A \mathbf{m} \cdot \mathbf{H} \cdot \bar{\mathbf{q}} dA - \int_{A_p + A_k} \mathbf{t} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \bar{\mathbf{q}} dA, \quad (3.15.)$$

gdje je

\mathbf{m} - vanjska normala na A , a na A_v $\mathbf{m} = -\mathbf{n}$,

\mathbf{t} - površinsko opterećenje i jednak je $\mathbf{t} = \mathbf{m} \cdot \boldsymbol{\sigma}$ na površinama A_k i A_p .

Ponovno, korištenjem Stokesova teorema, iz izraza (3.15.) može se izvesti sljedeća jednakost:

$$\bar{J} = -\int_V \left[\mathbf{H} : \frac{\partial \bar{\mathbf{q}}}{\partial x} + \left(\mathbf{f} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} - \boldsymbol{\sigma} : \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^t}{\partial x} \right) \cdot \bar{\mathbf{q}} \right] dV - \int_{A_p + A_k} \mathbf{t} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \bar{\mathbf{q}} dA. \quad (3.16.)$$

Da bi se dobila ovisnost $J(s)$ u svakom skupu čvorova P , duž linije fronte pukotine, $\lambda(s)$ se diskretizira istom interpolacijskom funkcijom koja je korištena za generiranje konačnih elementa duž fronte pukotine.

$$\lambda(s) = N^Q(s)\lambda^Q, \quad (3.17.)$$

gdje je

$\lambda^Q = 1$ - za svaki skup čvorova P , dok je za sve ostale čvorove $\lambda^Q = 0$.

Supstitucijom prethodnog izraza u (3.16.), može se izračunati J -integral za svaki skup čvorova P duž fronte pukotine prema:

$$J^P = \frac{\bar{J}^P}{\int_L N^P ds}. \quad (3.18.)$$

2.9.2 Procjena koeficijenta intenzivnosti naprezanja na osnovu J -integrala

Općenito J -integral može se napisati prema:

$$J = \frac{1}{8\pi} [K_I B_{11}^{-1} K_I + 2K_I B_{12}^{-1} K_{II} + 2K_I B_{13}^{-1} K_{III}]. \quad (3.19.)$$

U prethodnom izrazu I , II i III odgovaraju indeksima 1, 2 i 3 čime se ukazuje na komponente B , s tim da je B energetska pred-logaritamska faktorska matrica [56] i [57]. K_I i K_{II} kod nehomogenih materijala nisu koeficijenti intenzivnosti naprezanja za tip I i tip II , nego predstavljaju realni i imaginarni dio kompleksnog koeficijenta naprezanja:

$$\begin{aligned} (\sigma_{22} + i\sigma_{12})_{\theta=0} &= \frac{(K_I + iK_{II})r^{ie}}{\sqrt{2\pi r}}, \\ (\sigma_{33})_{\theta=0} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}}. \end{aligned} \quad (3.20.)$$

U prethodnim izrazima r i θ predstavljaju polarne koordinate u vršku pukotine. Bimetalna konstanta definirana je prema:

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \frac{1}{2\pi} \ln \frac{1-\beta}{1+\beta}, \\ \beta &= \frac{G_1(\kappa_2 - 1) - G_2(\kappa_1 - 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)}, \end{aligned} \quad (3.21.)$$

$\kappa = 3 - 4\nu$ za ravninsko stanje naprezanja,

$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu}$ za ravninsko stanje deformacije,

$$G_1 = \frac{E_1}{2(1 + \nu_1)} \text{ posmični modul prvog materijala,} \quad (3.22.)$$

$$G_2 = \frac{E_2}{2(1 + \nu_2)} \text{ posmični modul drugog materijala.}$$

Može se J -integral definirati za jednoosni čisti tip I , pomoću koeficijenta intenzivnosti naprezanja k_1

$$J_{\text{aux}}^I = \frac{1}{8\pi} k_1 \cdot B_{11}^{-1} \cdot k_1. \quad (3.23.)$$

Dodavanjem izraza za jednoosno polje (3.23.) u izraz za aktualno polje (3.19.) dobit će se sljedeće:

$$J_{\text{tot}}^I = \frac{1}{8\pi} \left[(K_I + k_1) B_{11}^{-1} (K_I + k_1) + 2(K_I + k_1) B_{12}^{-1} K_{II} + 2(K_I + k_1) B_{13}^{-1} K_{III} \right]. \quad (3.24.)$$

Interakcijski integral može se definirati prema:

$$J_{\text{int}}^I = J_{\text{tot}}^I - J - J_{\text{aux}}^I = \frac{k_1}{4\pi} \left[B_{11}^{-1} K_I + B_{12}^{-1} K_{II} + B_{13}^{-1} K_{III} \right] \cdot \frac{\delta y}{\delta x} \quad (3.25.)$$

Prethodni izračun može se ponoviti za tip *II* te za tip *III*, čime se dobiva linearni sustav jednadžbi:

$$J_{\text{int}}^\alpha = \frac{k_1}{4\pi} B_{\alpha\beta}^{-1} K_\beta \quad (\text{bez sumiranja po } \alpha=I, II, III). \quad (3.26.)$$

Ako bi k_α poprimio vrijednost 1, na osnovu prethodnog izraza dobit će se:

$$\mathbf{K} = 4\pi \mathbf{B} \cdot \mathbf{J}_{\text{int}}, \quad (3.27.)$$

gdje je

$$\mathbf{J}_{\text{int}} = \left[J_{\text{int}}^I, J_{\text{int}}^{II}, J_{\text{int}}^{III} \right]^T.$$

Na osnovu definicije za J -integral, interakcijski integral J_{int}^α može se izraziti kao:

$$J = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \mathbf{n} \cdot \mathbf{M}^\alpha \cdot \mathbf{q} d\Gamma. \quad (3.28.)$$

Dok je \mathbf{M}^α dan preko izraza:

$$\mathbf{M}^\alpha = \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{aux}}^\alpha \mathbf{I} - \boldsymbol{\sigma} \cdot \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} \right)_{\text{aux}}^\alpha - \boldsymbol{\sigma}_{\text{aux}}^\alpha \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x}. \quad (3.29.)$$

Ovdje indeks *aux* predstavlja tri jednoosna polja naprezanja oko vrška pukotine za tip *I*, tip *II* i tip *III*, dok je $\alpha = I, II, III$. Γ je kontura koja leži u okomitoj ravnini u točki *S* (slika 0.6).

Provođenjem procedure opisane za J -integral dobit će se za svaki skup točaka:

$$J_{\text{int}}^{\alpha P} = \frac{\overline{J_{\text{int}}^{\alpha P}}}{\int_L N^P ds}. \quad (3.30.)$$

2.10 Smjer rasta pukotine

Smjer rasta pukotine ovisi o stanju naprezanja u okolici vrška pukotine te je razvijeno nekoliko kriterija za procjenu smjera rasta pukotine.

Programski paket *ABAQUS* koristi sljedeće kriterije za procjenu smjera rasta pukotine:

- kriterij maksimalnog tangencijalnog naprezanja,
- kriterij maksimalnog faktora oslobođene energije,
- kriterij $K_{II} = 0$.

2.10.1 Kriterij maksimalnog tangencijalnog naprezanja

Ovaj kriterij su predložili F. Erdogan i G.C. Sih [58]. Prema ovom kriteriju smjer rasta pukotine se definira korištenjem uvjeta $\frac{\partial \sigma_{\theta\theta}}{\partial \theta} = 0$ ili $\tau_{r\theta} = 0$. Gdje su r i θ koordinate polarnog koordinatnog sustava postavljenog u vršku pukotine, a $\sigma_{\theta\theta}$ i $\tau_{r\theta}$ su definirani izrazima:

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta\theta} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin(\theta) \right), \\ \tau_{r\theta} &= \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right).\end{aligned}\tag{3.31.}$$

Korištenjem spomenutih uvjeta na prethodne izraze, izvodi se sljedeća jednadžba:

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{3K_{II}^2 + \sqrt{K_I^4 + 8K_I^2 K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right).\tag{3.32.}$$

Kut rasta pukotine mjeri se od ravnine pukotine (slika 0.6) i $\theta = 0$ predstavlja smjer u ravnini pukotine. Ako je $K_{II} > 0$ onda je $\theta < 0$, dok je za $K_{II} < 0$, $\theta > 0$.

2.10.2 Kriterij maksimalnog faktora oslobođene energije

Faktor oslobođene energije je mjera energije koja je dostupna za produljenje pukotine. Definirao ju je G.R. Irwin u radu [59] i za linearno elastične materijale, u polju mješovitog naprezanja, može se ovisnost faktora oslobođene energije i koeficijenta intenzivnosti naprezanja izraziti na način:

$$G = G_I + G_{II} = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'}.\tag{3.33.}$$

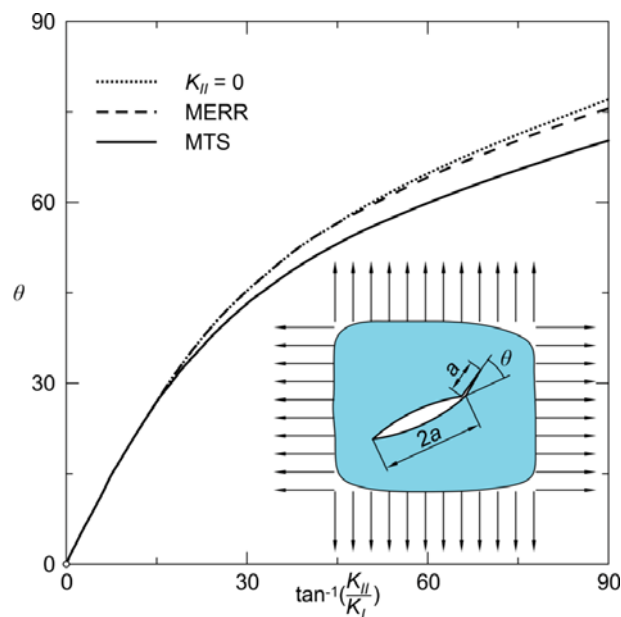
Analizom malog virtualnog pomaka u radovima [60] i [61] predložen je kriterij prema kojem je pravac širenja pukotine u smjeru maksimalne oslobođene energije i može se definirati na način:

$$\begin{aligned}\frac{\partial G}{\partial \theta} &= 0, \\ \frac{\partial^2 G}{\partial \theta^2} &< 0.\end{aligned}\tag{3.34.}$$

2.10.3 Kriterij $K_{II} = 0$

Spomenuti kriteriji predviđaju male razlike u kutovima rasta pukotine, ali svi ti kriteriji impliciraju da se pukotina širi u smjeru koji zadovoljava uvjet $K_{II} = 0$, [62].

Kako se može vidjeti sa slike 0.8 kriterij maksimalnog faktora oslobođene energije (eng. *Maximum Energy Release Rate*, MERR) i kriterij $K_{II} = 0$ predviđaju gotovo identične smjerove rasta pukotine, dočim kriterij maksimalnog tangencijalnog naprezanja (eng. *Maximum Tangential Stress*, MTS), predviđa nešto manje kutove rasta pukotine.



Slika 0.8 Procjena smjera rasta pukotine po različitim kriterijima, [18]

2.11 Rast pukotine uslijed cikličkog opterećenja

Nastanak i rast pukotine može se pojaviti uslijed cikličkog opterećenja i kod veličina naprezanja koja su manja od vlačne čvrstoće, kako kod krhkih materijala visoke čvrstoće tako i kod duktilnih materijala niske čvrstoće. Ova pojava poznata je pod imenom zamor materijala.

Sam proces zamora može se podijeliti u tri faze (slika 0.9):

- nastanak pukotine (Faza I),
- stabilni rast pukotine do kritične dužine (Faza II),
- nestabilni rast pukotine (Faza III).

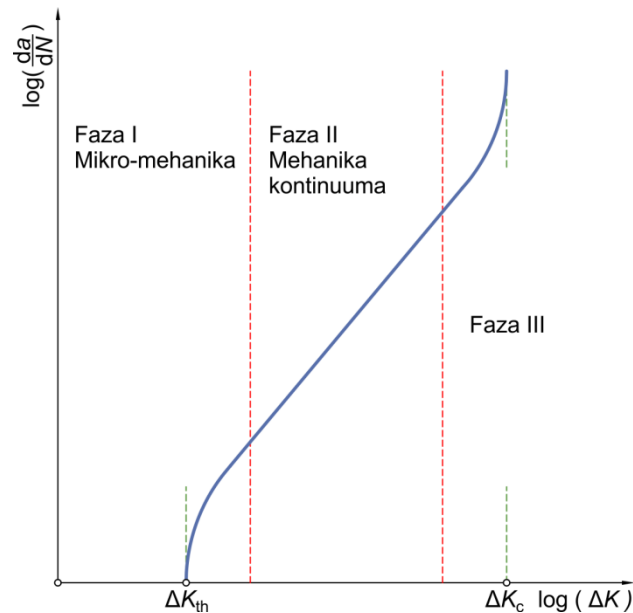
Prva faza rasta pukotine ograničena je pragom širenja pukotine ΔK_{th} (eng. *threshold stress intensity factor range*) ispod kojeg rast pukotine nije uočljiv:

$$\Delta K_{th} = K_{th,max} - K_{th,min} = \Delta \sigma Y \sqrt{\pi a_{th}}, \quad (3.35.)$$

gdje je

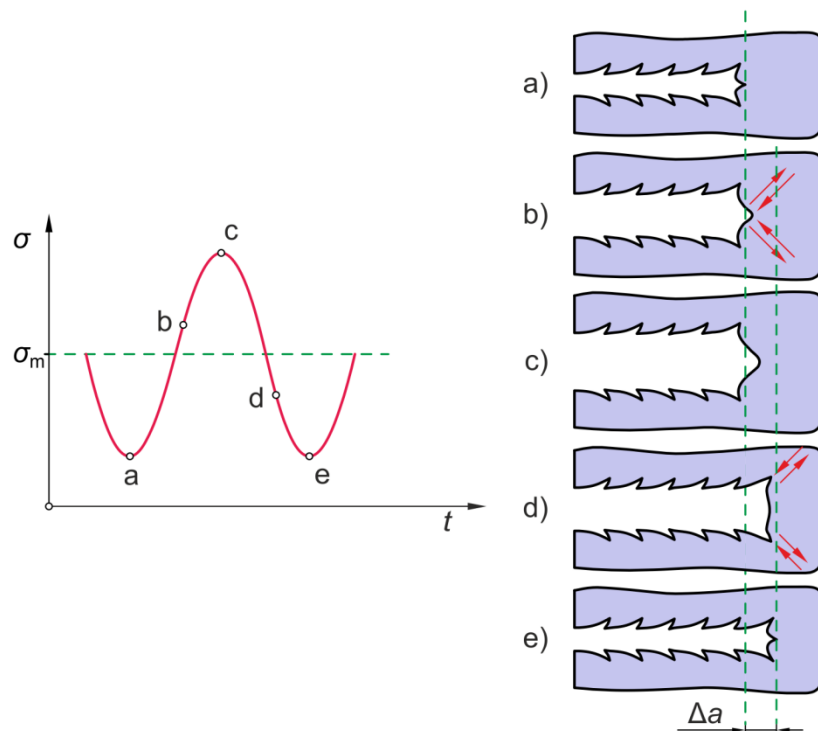
a_{th} - duljina nastale pukotine.

Kako su istraživanja pokazala, prag širenja pukotine nije konstanta materijala, nego ovisi o koeficijentu asimetrije ciklusa, preopterećenju, temperaturi i uvjetima okoline.



Slika 0.9 Tipični prikaz ovisnosti rasta pukotine o koeficijentu intenzivnosti naprezanja u metalima

Za drugu fazu rasta pukotine, karakteristično je da pukotina napreduje konačnim priraštajima, gdje svakom priraštaju odgovara jedan ciklus opterećenja. Svaki od ovih priraštaja, na površini loma, ostavlja oznaku koja se naziva brazda. Brojanjem brazdi može se saznati broj ciklusa potreban za napredovanje fronte pukotine.



Slika 0.10 Princip formiranja brazdi kod zamora [50]

U početku ciklusa opterećenja (točka a, slika 0.10) vršak pukotine je oštar, [50]. Kako se opterećenje povećava (točka b), vršak pukotine se lagano zatupljuje, a plastična zona ispred vrška pukotine se širi. U trenutku maksimalnog opterećenja (točka c) dolazi do daljnjeg loma ligamenta uslijed plastičnog loma ili odreza. Nakon toga opterećenje opada (točka d), a plastično rastegnuti materijal u vršku pukotine se komprimira i dolazi do oblikovanja brazde. Kada opterećenje padne na minimalni iznos, kompletan proces počinje iz početka (točka e). Ovaj proces izmjene otupljivanja i zaoštavanja vrška pukotine glavna je značajka druge faze. Na površini loma brazde se mogu vidjeti golim okom u slučaju naprezanja velike amplitude, dok kod naprezanja male amplitude brazde se mogu vidjeti tek elektronskim mikroskopom.

Kod ciklički opterećenih elemenata konstrukcije, koji sadrže pukotinu, ciklički će se mijenjati i koeficijent intenzivnosti naprezanja. Ako se pukotina proširuje, promjena koeficijenta intenzivnosti naprezanja bit će periodička. Ako se faze rasta prikažu u logaritamskom mjerilu (slika 0.9), može se uočiti da je rast pukotine u drugoj fazi linearan i može se opisati izrazom, kojeg je predložio P.C. Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m, \quad (3.36.)$$

gdje su

C i m - konstante materijala koje se eksperimentalno određuju.

Za treću fazu rasta pukotine karakteristično je da dolazi do povećanja brzine rasta pukotine. Ispitivanja su pokazala da i mali raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja tipa II, značajno povećava brzinu rasta pukotine, [63]. Iz tog razloga, razvijaju se modeli koji uzimaju u obzir i utjecaj opterećenja tipa II. Spomenuti utjecaj uzima se u obzir korištenjem ekvivalentnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja u Parisovoj jednadžbi:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eq})^m. \quad (3.37.)$$

Većina podataka o materijalima dobivena je korištenjem ispitivanja opterećenjima konstantne amplitude tipa I, te je od velike važnosti da se ti podaci mogu koristiti i kod konstruiranja s obzirom na zamor u slučaju opterećenja mješovitog tipa. Da bi se iskoristili podaci dobiveni opterećenjem tipa I u slučaju zamora prilikom mješovitog opterećenja, potrebno je izračunati ekvivalentni koeficijent intenzivnosti naprezanja, a u [64] je predložen sljedeći izraz:

$$\Delta K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + (1 - \nu^2) \cdot K_{III}^2}. \quad (3.38.)$$

Kod brzine rasta pukotine, osim spomenutog koeficijenta intenziteta naprezanja, također je važan i omjer najmanjeg i najvećeg naprezanja R , kojeg je potrebno uzeti u obzir barem u linearnom dijelu dijagrama (slika 0.9).

Nekoliko modela rasta pukotine uzimaju u obzir i utjecaj R , među najčešćim je Formanov model koji opisuje pojave u II i III fazi rasta pukotine:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)K_c - \Delta K}. \quad (3.39.)$$

Za opisivanje rasta pukotine u I fazi, može se iskoristiti sljedeći izraz:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K - \Delta K_{th})^m}{(1-R)K_c - \Delta K}. \quad (3.40.)$$

2.12 Procjena cjelovitosti konstrukcije

Općenito, može se reći da je konstrukcija spremna za uporabu kada je u mogućnosti podnijeti sva opterećenja koja se nameću prilikom uporabe iste, drugim riječima da se prilikom uporabe konstrukcije neće doseći uvjeti koji će izazvati lom. Jedan od načina provjere spremnosti za uporabu, konstrukcije koja sadrži pukotinu je korištenje dijagrama procjene loma (eng. *Failure Assessment Diagram*, FAD). Primjena ove metode zasnovana je na dvoparametarskoj analizi prema kojoj je, da bi došlo do loma konstrukcije, potrebno zadovoljiti kriterij mehanike loma i kriterij plastičnog kolapsa, ([20], [21] i [22]). Prema [20] predviđena je mogućnost korištenja šest različitih opcija za konstruiranje FAD dijagrama prema tome koje

su karakteristike poznate za promatrani materijal. Osnovna je „nulta“ opcija za koju je potrebno poznavati granicu tečenja i Charpy udarnog rada loma za materijal konstrukcije. Zatim postoje tri standardne opcije, od 1 do 3 i na kraju dvije napredne opcije (opcija 4 i opcija 5). Dvije napredne opcije uzimaju u obzir ovisnost lomne žilavosti o geometriji konstrukcije, raspodjeli zaostalih naprezanja i nužno ne vode značajnijim poboljšanjima. Stoga se u [20] opisuju prve 4 opcije od kojih opcija 3 vodi k najtočnijim rezultatima i bit će razmatrana u ovom radu.

2.12.1 Konstrukcija FAD-a prema opciji 3

Kako je to već rečeno, korištenje dijagrama procjene loma zasnovano je na dvoparamtarskoj analizi, pri čemu je prva granica krhki lom, dok je druga granica plastični kolaps materijala. Ordinata FAD-a definirana je odnosom koeficijenta intenzivnosti naprezanja i lomne žilavosti dok je apscisa definirana odnosom referentnog naprezanja i granice tečenja materijala. Kod većine slučajeva neće doći ni do čistog krhkog loma ni do čistog plastičnog kolapsa nego kombinacijom koeficijenta intenzivnosti naprezanja i opterećenja. Dijagram je ograničen funkcijom $f(L_r)$ koja je definirana izrazom:

$$f(L_r) = \left[\frac{E \cdot \varepsilon_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{ref}}} + \frac{1}{2} \frac{L_r^2}{E \cdot \frac{\varepsilon_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{ref}}}} \right], \quad (3.50.)$$

uz

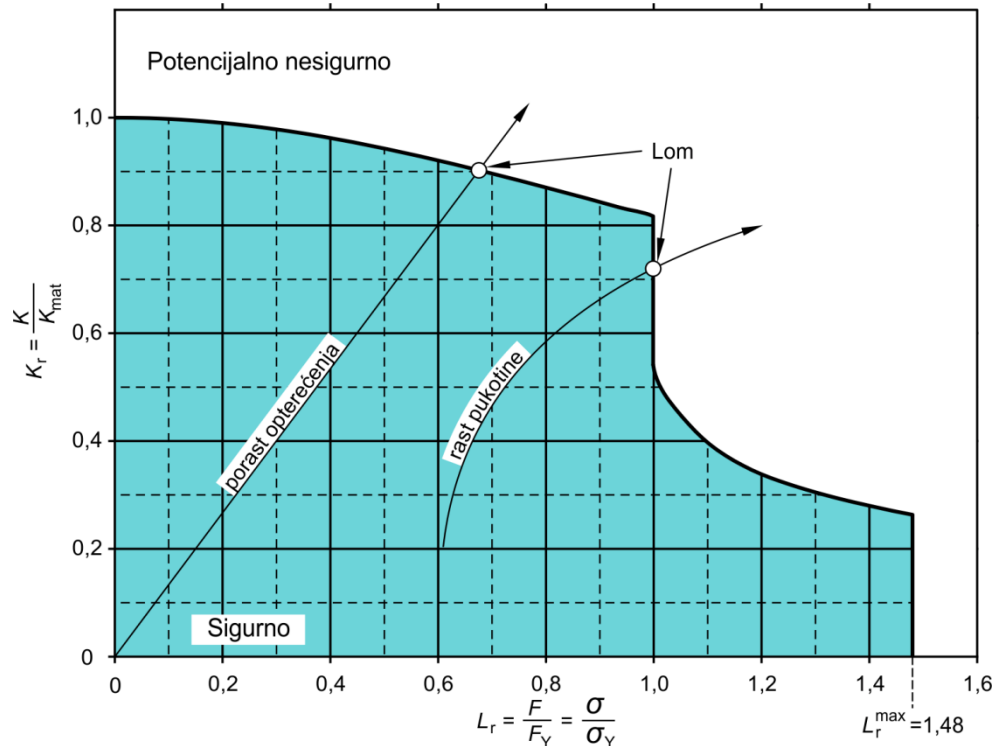
$$L_r^{\text{max}} = \frac{1}{2} \left[\frac{R_e + R_m}{R_e} \right], \quad (3.51.)$$

gdje je

- E - modul elastičnosti,
- σ_{ref} - referentno naprezanje,
- ε_{ref} - referentna deformacija,
- L_r - odnos naprezanja i granice tečenja,
- R_e - granica rastezanja,
- R_m - rastezna čvrstoća.

Koristeći izmjerene podatke za čelični lijev GP240GH te primjenom prethodnih izraza može se odrediti FAD dijagram za kućište ventila i izgleda kao na slici 0.11. Okomita granica na

$L_r = 1$ između sigurnog i nesigurnog područja posljedica je Lüder platoa koji je kod ovog lijeva izražen (slika 3.2).

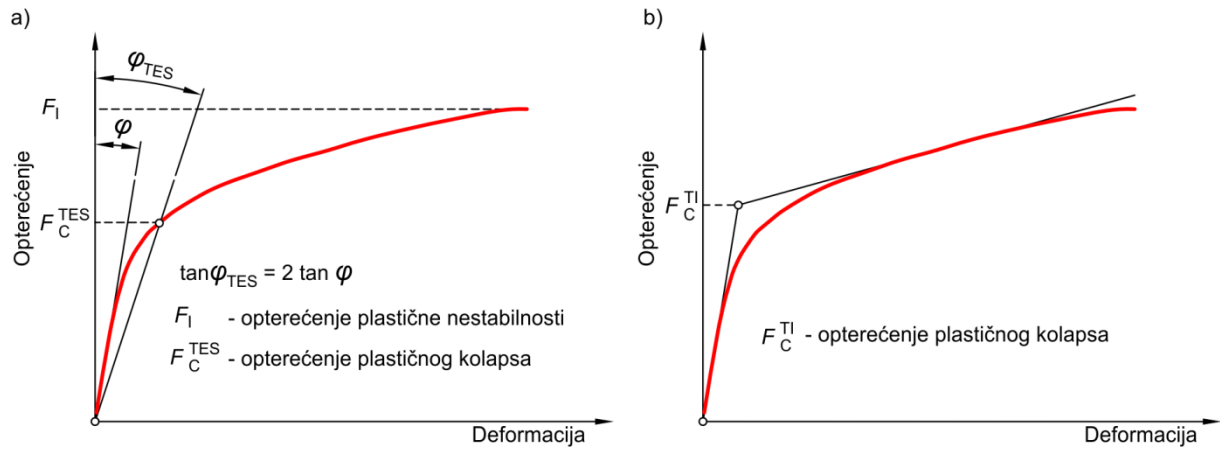


Slika 0.11 Izgled FAD dijagrama za GP240GH čelični lijev, opcija 3

2.13 Dopušteno opterećenje

Za definiranje dopuštenog opterećenja komponenata tlačnih posuda prema metodi graničnog projektiranja (eng. *limit design method*) [23] potrebno je odrediti opterećenje plastičnog kolapsa uslijed statičkog opterećenja. Pri tome se provodi granična analiza gdje se osim opterećenja plastičnog kolapsa definiraju dva dodatna karakteristična opterećenja: opterećenje plastičnog tečenja i opterećenje plastične nestabilnosti. Opterećenje plastičnog tečenja određuje se na osnovi granične analize primjenom teorije malih deformacija i uz pretpostavku elastično-idealno plastičnog ponašanja materijala [24]. Za razliku od opterećenja plastičnog tečenja, određivanje opterećenja plastičnog kolapsa i plastične nestabilnosti zasniva se na teoriji velikih deformacija i modeliranju očvršćenja materijala u plastičnom području ([6], [25], [26], [24], [28]). Ovdje opterećenje plastičnog kolapsa nije opterećenje potrebno da izazove fizikalni kolaps konstrukcije već je to opterećenje kod kojeg se javljaju značajne plastične deformacije. U literaturi najčešće primjenjivane metode za određivanje opterećenja plastičnog kolapsa su metoda dvostrukog elastičnog nagiba (eng. *twice-elastic-slope* ili TES) [23] i metoda sjecišta tangenti (eng. *tangent intersection* ili TI) [27] koje se zasnivaju na grafičkoj konstrukciji karakterističnih krivulja opterećenje-deformacija. Za razliku od TES

metode (slika 0.12a) koja daje konzistentne rezultate, TI metoda (slika 0.12b) je osjetljiva na odabir točke iz koje se na nelinearnom dijelu krivulje ucrtava tangenta. Nadalje, opterećenje plastične nestabilnosti može se definirati kao maksimalno opterećenje koje konstrukcijski element može nositi [28].



Slika 0.12 Definiranje opterećenja plastičnog kolapsa: a) metoda dvostrukog elastičnog nagiba (TES), b) metoda sjecišta tangenti (TI)

Dopušteni tlak p_{dop} određuje se iz tlaka plastičnog kolapsa p_C prema izrazu:

$$p_{dop} = \frac{2}{3} p_C. \quad (3.52.)$$

4

Proširena metoda konačnih elemenata

U posljednje vrijeme posvećuje se posebna pažnja modeliranju, procjeni i simuliranju rasta pukotine. U ovu svrhu, kao pouzdani sustav, koristi se numeričke metode iz razloga što najčešće nema egzaktnog rješenja za rast proizvoljne pukotine u složenim konstrukcijama. U svrhu procjene faktora intenzivnosti naprezanja i J -integrala, postojeće pukotine u modelu, često se koristi konvencionalna metoda konačnih elemenata (MKE, eng. *Finite Element Method*). Pri korištenju MKE-a potrebno je postići da se mreža konačnih elemenata poklapa s pukotinom te zato konvencionalni MKE nije pogodan za korištenje u svrhu simuliranja rasta pukotine. MKE bez većih problema može simulirati rast pukotine prema unaprijed zadanoj putanji, dok je za simuliranje proizvoljnog rasta pukotine potrebno nakon svakog prirasta pukotine ponovno diskretizirati model.

Da bi se izbjegla potreba za diskretizacijom modela nakon svakog prirasta pukotine i samim time ubrzalo rješavanje problema, u zadnje vrijeme se počinje koristiti proširena metoda konačnih elemenata (eng. *eXtended Finite Element Method*, X-FEM). Prednost X-FEM-a u odnosu na klasičnu MKE, je taj što u istoj mreži konačnih elemenata simulira rast pukotine i nije potrebno postići poklapanje mreže s geometrijom pukotine. Prije X-FEM-a, u rješavanju problema mehanike loma, prethodile su sljedeće metode:

- bez-mrežna metoda (eng. *element-free Galerkin method*),
- metoda konačnih elemenata s kontinuiranim pomakom mreže (eng. *remesh*),
- metoda konačnih graničnih elemenata (eng. *boundary element method*).

U odnosu na ove metode X-FEM ima sljedeće prednosti:

- nema potrebe za faktorom skaliranja koji se koristi u bez-mrežnoj metodi i koji se uvodi iskustveno u ovisnosti o primjeru koji se ispituje,
- za razliku od metode graničnih konačnih elemenata, X-FEM se koristi za rješavanje nelinearnih problema,
- X-FEM ne zahtijeva pomak mreže, kao što je slučaj kod metode konačnih elemenata s kontinuiranim pomakom mreže.

Do značajnijeg razvoja proširene metode konačnih elemenata dolazi 1999. kada Mões [65] uvodi Heaviside-ovu funkciju kojom opisuje pukotinu u mreži konačnih elemenata i to u području koje je udaljeno od vrška pukotine, a za opisivanje asimptotskog polja pomaka, neposredno oko vrška pukotine koristi se funkcija *Near Tip* (NT). Ovu funkciju NT je iskoristio prvo Belytschko [66] a zatim i Fleming [67] u okviru razvoja bez-mrežne metode konačnih elemenata. Uvođenjem Heaviside-ove funkcije stvoreni su uvjeti za razvoj robusnog i efikasnog alata kojim se može modelirati pukotina neovisno o geometriji mreže. 2000. god. prvi put je Sukumur [15] iskoristio X-FEM za modeliranje rasta pukotine u trodimenzionalnom modelu povezujući X-FEM sa LS metodom (eng. *Level Set Method*). Do daljnje unapređenja X-FEM-a dolazi 2001. god. kada Stolarska [68] uvodi FMM metode (eng. *Fast Marching Method*).

2.14 Karakteristike X-FEMa

Korištenjem X-FEMa omogućava se modeliranje pukotine proizvoljnog oblika u mreži konačnih elemenata, a sami rast pukotine može se simulirati bez potrebe mijenjanja mreže konačnih elemenata oko pukotine.

Sam proces korištenja X-FEMa zasnovan je na dva dijela:

- generiranje mreže konačnih elemenata bez uključivanja pukotine,
- korištenje dodatnih funkcija za aproksimaciju diskontinuiteta.

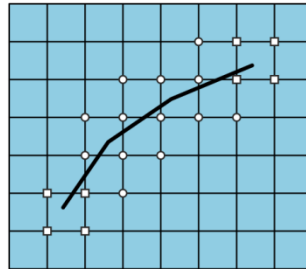
Dodatnim funkcijama poboljšanja opisuje se:

- diskontinuirano polje pomaka strana pukotine (Heaviside funkcije),
- asimptotsko polje pomaka vrška pukotine (*Near Tip* funkcije).

Uvođenjem ovih funkcija u definiciju konačnih elementa, nameće se diskontinuirano ponašanje površina pukotine i singularno ponašanje vrška pukotine. Korištenjem X-FEMa, klasične aproksimativne funkcije pomaka se u biti proširuju da bi se izvršilo modeliranje pukotine i to dodavanjem novih stupnjeva slobode čvorovima čiji su elementi presječeni pukotinom. U X-FEMu se primjenjuju tri vrste čvorova:

- Klasični čvorovi, koriste se u području modela gdje elementi nisu presječeni pukotinom.

- Čvorovi poboljšani Heaviside-ovom $H(x)$ funkcijom. Čvor se poboljšava ovom funkcijom ako pripada elementu koji je presječen pukotinom, a vršak pukotine se ne nalazi u ovom elementu.
- Čvorovi poboljšani NT-funkcijom. Čvorovi se poboljšavaju s četiri funkcije asimptotskog polja pomaka, ako pripadaju elementima u kojima se nalazi vršak pukotine.

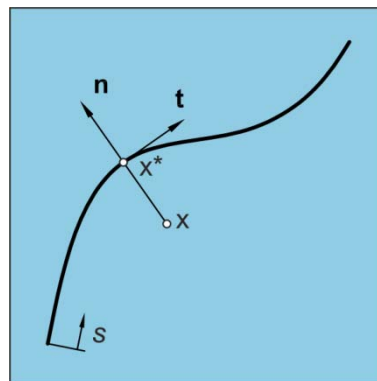


- Čvorovi poboljšani NT funkcijom
- Čvorovi poboljšani Heaviside-ovom funkcijom

Slika 0.1 Poboljšani čvorovi u mreži konačnih elemenata

2.15 Općenita Heaviside-ova funkcija

Za modeliranje prostora pukotina koristi se općenita Heaviside-ova funkcija $H(x)$, s tim da funkcija $H(x)$ dobiva vrijednost (+1) ako se razmatrana točka nalazi „iznad“ pukotine, a ako se točka nalazi „ispod“ pukotine funkcija $H(x)$ dobiva vrijednost (-1). Pod pojmom „iznad“ pukotine smatra se strana pukotine na koju gleda vanjska normala pukotine (slika 0.2).



Slika 0.2 Položaj točke u odnosu na pukotinu

$$H(x) = \begin{cases} 1 & \text{ako je } (x - x^*) \cdot \mathbf{n} \geq 0 \\ -1 & \text{ako je } (x - x^*) \cdot \mathbf{n} < 0 \end{cases} \quad (4.1)$$

gdje je

\mathbf{n} - jedinična vanjska normala,

x - odabrana točka,

x^* - točka sjecišta pukotine sa mrežom konačnih elemenata.

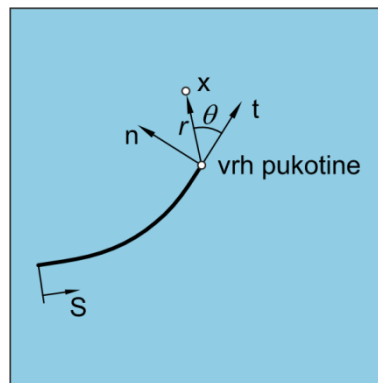
U postupku definiranja stupnjeva slobode pod pojmom točka smatra se odabrani čvor, dok se u procesu integracije smatra Gauss-ova točka za element presječen pukotinom.

2.16 Funkcije asimptotskog polja pomaka

Da bi se modeliralo polje pomaka oko vrška pukotine koriste se funkcije asimptotskog polja pomaka ili NT funkcije. Ove NT-funkcije poboljšanja za slučaj izotropnog elastičnog materijala predložio je Fleming [67] u sljedećem obliku:

$$\psi(x) = \{\psi_1, \psi_2, \psi_3, \psi_4\} = \left[\sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2} \sin \theta, \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2} \sin \theta \right], \quad (4.2.)$$

gdje su r i θ polarne koordinate u lokalnom koordinatnom sustavu vezanom za vršak pukotine (slika 0.3).



Slika 0.3 Izgled koordinata za funkcije poboljšavanja u vršku pukotine

2.17 X-FEM u dvodimenzijском prostoru

Korištenjem X-FEM-a omogućeno je nametanje singularnog ponašanja vrška pukotine i diskontinuiranog ponašanja površina pukotine unutar skupa konačnih elemenata. Opći oblik vektorske funkcije pomaka \mathbf{u} , sa dodatnim funkcijama poboljšanja, ima sljedeći oblik:

$$\mathbf{u}^h(\mathbf{x}) = \sum_{I=1}^N N_I(\mathbf{x}) \left(\sum_{\alpha=1}^M \psi_{\alpha}(\mathbf{x}) \mathbf{a}_I^{\alpha} \right), \quad (4.3.)$$

gdje je

$N_I, I = (1, N)$ - interpolacijska funkcija konačnog elementa,

$\psi_{\alpha}(\mathbf{x}), \alpha = (1, M)$ - funkcije poboljšanja (NT funkcije),

\mathbf{a}_I^α - vektor pomaka I-tog čvora dobiven dodavanjem funkcije poboljšanja ψ_α .

Za modeliranje pukotine u 2D prostoru, aproksimacija pomaka korištenjem funkcija poboljšavanja može se napisati na sljedeći način:

$$\mathbf{u}^h(\mathbf{x}) = \sum_{I \in N_u} N_I(\mathbf{x}) \left(\mathbf{u}_I + \underbrace{H(x)\mathbf{a}_I}_{I \in N_a} + \underbrace{\sum_{\alpha=1}^4 \psi_\alpha(\mathbf{x})\mathbf{b}_I^\alpha}_{I \in N_b} \right), \quad (4.4)$$

gdje je

\mathbf{u}_I - vektor pomaka čvora za dio bez pukotine dobivenog pomoću klasičnog MKE-a,

\mathbf{a}_I - vektor pomaka čvora dobiven dodavanjem Heaviside-ove funkcije,

\mathbf{b}_I^α - vektor pomaka čvora dobiven dodavanjem NT-funkcija čvoru,

N_u - skup svih čvorova mreže konačnih elemenata,

N_a - skup čvorova čiji su elementi presječeni pukotinom, i $N_a \subset N_u$,

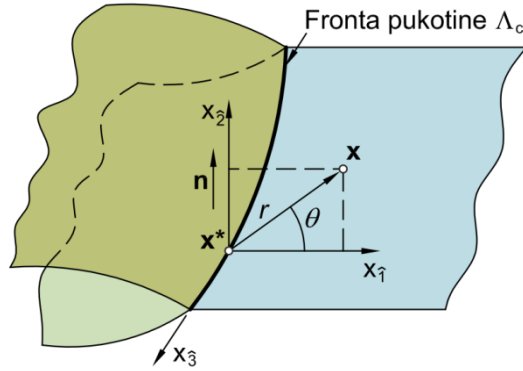
N_b - skup čvorova u čijim elementima se nalazi vršak pukotine i $N_b \subset N_u$.

Ako je sa Γ_c označeno područje koje ne uključuje vršak pukotine, a sa Λ_c područje u kojem je vršak pukotine, tada su skupovi N_a i N_b definirani na sljedeći način:

$$\begin{aligned} (N_a \cap N_b) &= \emptyset, \\ N_b &= \{n_K : n_K \in N_u, \omega_K \cap \Lambda_c \neq \emptyset\}, \\ N_a &= \{n_J : n_J \in N_u, \omega_J \cap \Gamma_c \neq \emptyset, \omega_J \notin N_b\}. \end{aligned} \quad (4.5)$$

2.18 X-FEM u trodimenzijskom prostoru

Tro-dimenzijski slučaj je u osnovi sličan dvo-dimenzijskom, s razlikom što fronta pukotine više nije skup točaka, već je skup krivulja (slika 0.4). Za 3D slučaj koristi se izraz (4.4.) i ovdje \mathbf{u}_I , \mathbf{a}_I , \mathbf{b}_I^α , N_u , N_a , N_b imaju isto značenje kao i u 2D.



Slika 0.4 Izgled koordinata za funkcije poboljšavanja u fronti pukotine

Kako možemo vidjeti na slici 0.4, koordinate r i θ polarne koordinate u lokalnom koordinatnom sustavu u $x_1 - x_2$ ravnini. Ravnina $x_1 - x_2$ sadrži točke x i x^* (najbliža točka fronte pukotine točki x), a os x_2 je u smjeru normale na frontu pukotine u točki x^* . Kao i u 2D slučaju funkcija obogaćivanja $H(x)$ poprima vrijednost (+1) ako se promatrana točka nalazi iznad pukotine, a (-1) ako se točka nalazi ispod pukotine.

2.19 Jednadžbe ravnoteže

Ako razmatramo područje Ω ograničeno rubom Γ , s tim da se granica sastoji od rubova Γ_u , Γ_t i Γ_c tako da vrijedi izraz $\Gamma = \Gamma_u \cup \Gamma_t \cup \Gamma_c$ (slika 2.5). Na rubu Γ_u definiran je pomak, dok je na Γ_t dodijeljeno površinsko opterećenje. Uz pretpostavku da su strane pukotine neopterećene, mogu se pisati sljedeći uvjeti ravnoteže:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = 0 \text{ na } \Omega \quad (4.6.)$$

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \bar{\mathbf{t}} \text{ na } \Gamma_t, \quad (4.7.)$$

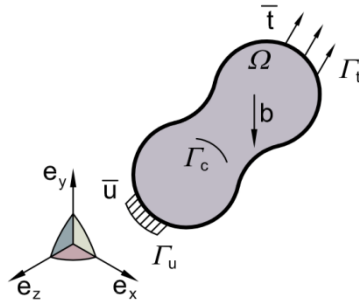
$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = 0 \text{ na } \Gamma_c^+, \quad (4.8.)$$

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = 0 \text{ na } \Gamma_c^-, \quad (4.9.)$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{U} \text{ na } \Gamma_u, \quad (4.10.)$$

gdje su

- \mathbf{n} - jedinična vanjska normala,
- $\boldsymbol{\sigma}$ - Cauchyjev tenzor naprezanja,
- $\bar{\mathbf{t}}$ - vektor naprezanja,
- \mathbf{b} - volumenske sile.



Slika 0.5 Granice i rubni uvjeti

Kinematski izrazi sastoje se od odnosa deformacije i pomaka:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}) = \nabla_s \mathbf{u}, \quad (4.11.)$$

gdje je ∇_s simetrični dio gradijenta operatora. Rubni uvjeti po pomacima su:

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} \text{ na } \Gamma_u. \quad (4.12.)$$

Za linearno elastični materijal vrijedi Hook-ov zakon:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}, \quad (4.13.)$$

gdje je \mathbf{C} je tenzor elastičnosti.

5

Ispitivanje materijala

Ispitivano kućište ventila je izrađeno od čeličnog lijeva GP240GH (W.Nr. 1.0619, A216 WCB) prema EN 10213 [69], za kojeg u se trenutno u literaturi ne može naći dijagram ovisnosti stvarnog naprezanja o deformaciji, kao ni vrijednosti cikličkih karakteristika materijala. Kemijski sastav spomenutog čeličnog lijeva prikazan je u tablici 3.1. Ispitivani čelični lijev GP240GH predstavnik je skupine nisko legirani čelika koji se primjenjuju u izradi posuda pod tlakom. Ovisnost stvarnog naprezanja o deformaciji korišten je za opisivanje nelinearnog ponašanja materijala prilikom numeričke analize kućišta ventila (poglavlje 4) dok su vrijednosti cikličkih karakteristika korištene za određivanje broja ciklusa do nastanka pukotine. U cilju određivanja broja ciklusa potrebnog za rast pukotine do kritične duljine koriste se Parisove konstante materijala koje su u slučaju ovog čeličnog lijeva poznate iz literature [5].

Tablica 3.1 Kemijski sastav čeličnog lijeva GP240GH

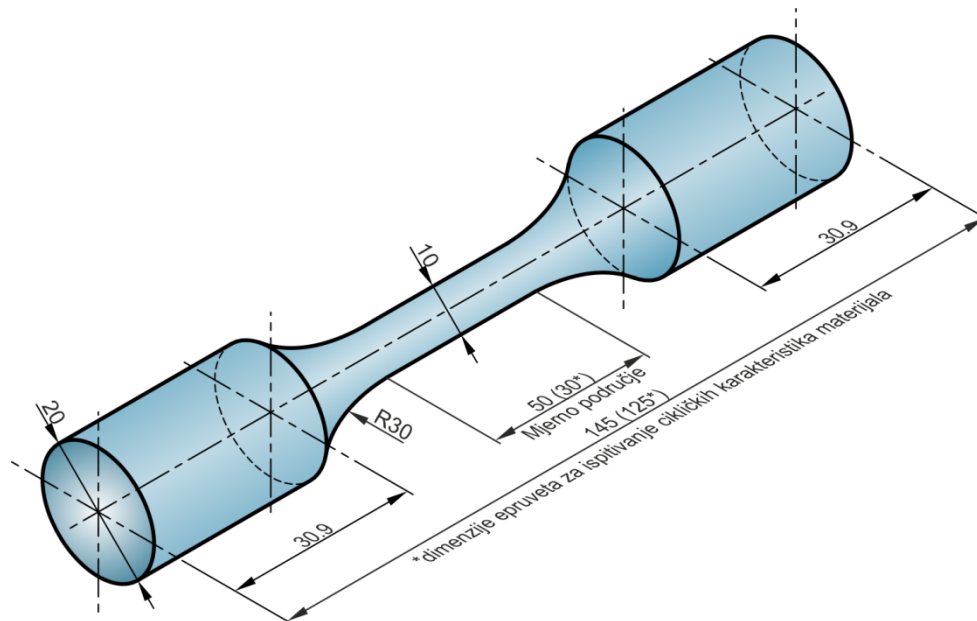
	C	Si	Mn	P	S	Cr
%	0,20	0,33	0,80	0,026	0,026	0,03

3.1 Ovisnost naprezanje-deformacija čeličnog lijeva

Prvi dio eksperimentalnog ispitivanja ponašanja čeličnog lijeva obuhvaća monotono vlačno ispitivanje prema normi [70]. Ispitne epruvete izrađene su prema normi [70], a oblik i dimenzije prikazani su na slici 3.1. Kako se može vidjeti sa spomenute slike, prijelaz između promjera izrađen je na način da se osigura minimalna koncentracija naprezanja. Mjerno područje ispitne epruvete je fino brušeno, a zatim i ispolirano u smjeru uzdužne osi. Nakon završene pripreme, promjeri mjernog područja svake epruvete precizno su izmjereni mikrometrom.

Monotoni vlačni eksperimenti provedeni su na ispitnom stroju *Messphysic Beta 50-5* za statičko ispitivanje do sile od 50 kN u Laboratoriju za eksperimentalnu mehaniku, FSBa u Zagrebu. Navedeni stroj je opremljen senzorom sile *Messphysik* tip TC4. Vrijednosti

deformacija ispitnih epruveta, za vrijeme ispitivanja, praćeni su video ekstenzometrom. Mjerenja su izvedena u laboratorijskim uvjetima pri sobnoj temperaturi od 20 °C. Monotoni vlačni eksperimenti uključivali su vlačno opterećivanje epruveta do konačnog loma uz konstantno bilježenje vrijednosti opterećenja, deformacije i poprečne deformacije.

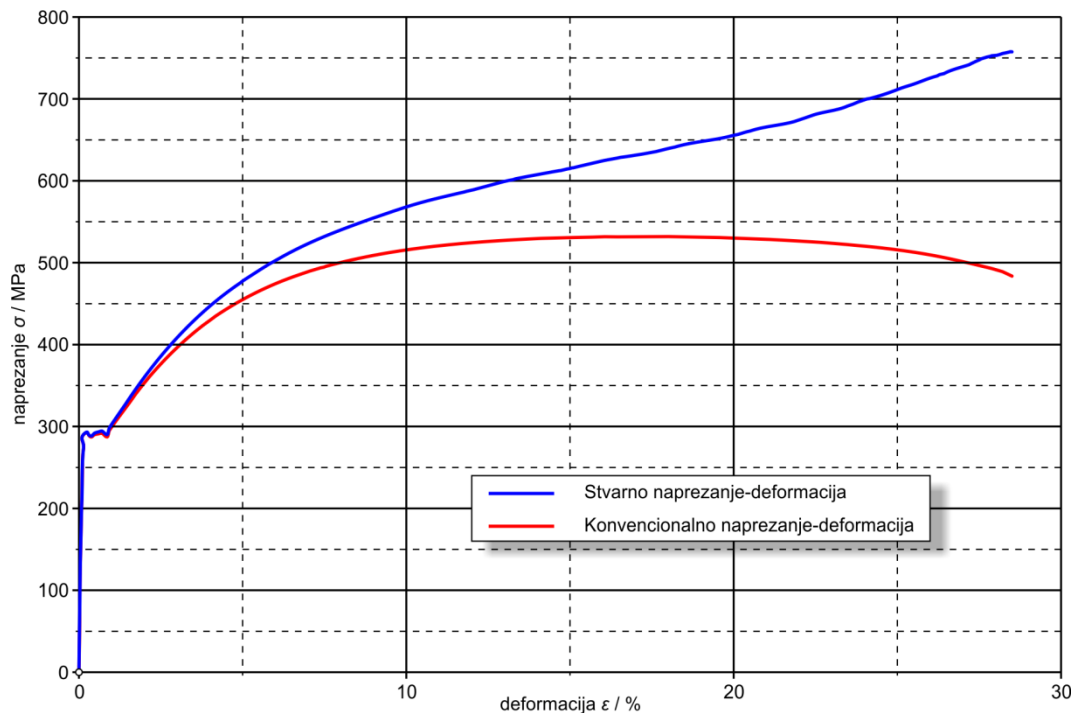


Slika 3.1 Oblik i dimenzije epruveta za ispitivanje mehaničkih svojstava čeličnog lijeva GP240GH

Tablica 3.2 prikazuje najznačajnija mehanička svojstva čeličnog lijeva na sobnoj temperaturi. Na slici 3.2 putem stvarnog i konvencionalnog dijagrama naprezanje-deformacija prikazano je ponašanje čeličnog lijeva GP240GH, izloženog djelovanju monotono vlačnog opterećenja. Plava linija predstavlja ovisnost stvarnog, dok crvena predstavlja ovisnost konvencionalnog naprezanja o deformaciji.

Tablica 3.2 Mehanička svojstva čeličnog lijeva na sobnoj temperaturi

E / GPa	σ_y / MPa	σ_u / MPa	ϵ / %
206	275	530	28,5



Slika 3.2 Stvarni i konvencionalni dijagram naprežanje-deformacija čeličnog lijeva GP240GH

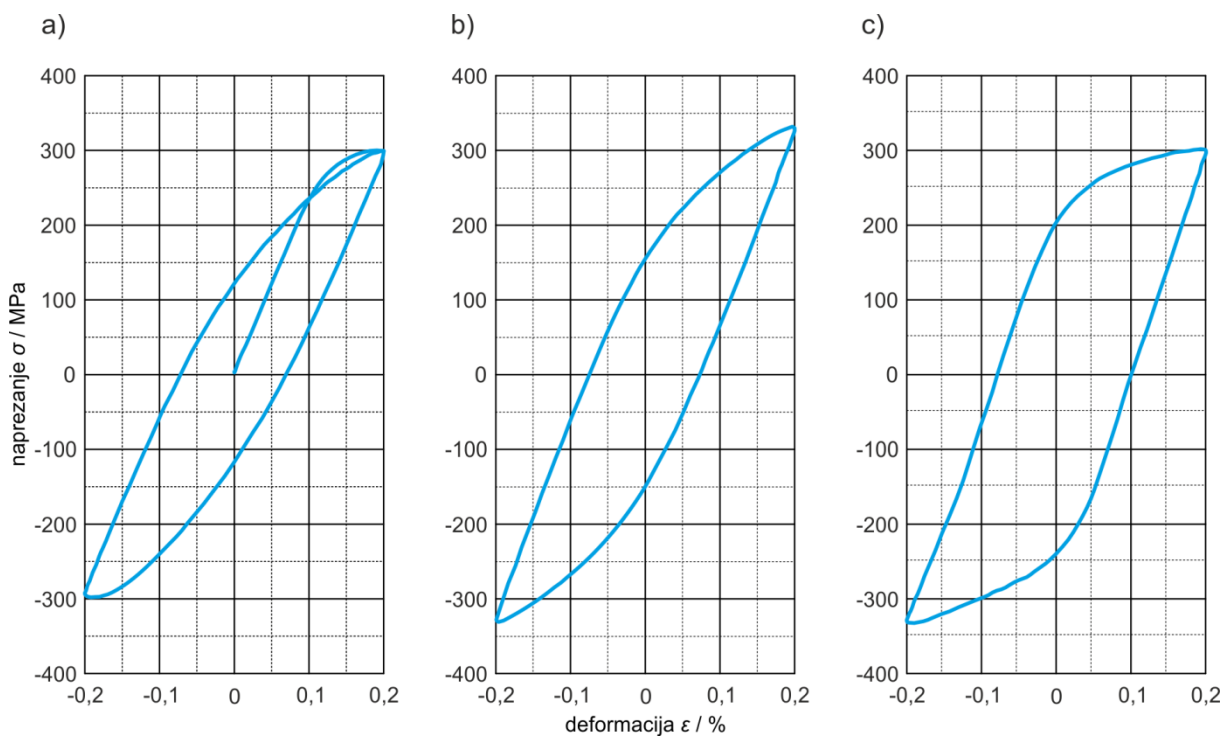
3.2 Cikličke karakteristike čeličnog lijeva

Ispitivanja epruveta vlačno-tlačnim ciklusima konstantne amplitude deformacije provedena su na servohidrauličkom ispitnom stroju *Walter Bai* LFV 50-HH za dinamička ispitivanja do 50 kN, opremljenim sustavom za automatsku akviziciju podataka. Senzor sile *Gassman Testing and Metrology*, tip *Seria K*, postavljen je u samom ispitnom stroju u seriju s epruvetom tako da mjeri iznos i smjer unesene osne sile. Prema preporukama norme [33] odabrani su oblik i dimenzije epruvete (slika 3.1) koja je pogodna za direktno mjerenje osnih duljinskih deformacije pomoću ekstenzometra *Sandner Messtechnik GmbH*, tip *Exa 10-2u*. U cilju izbjegavanja neopravdanog utjecaja specifičnih napuklina ili grešaka koje se mogu javiti kod lijevanih materijala odabran je promjer epruvete od 10 mm [34]. Kako bi se izbjeglo popuštanje naprežanja na vrhovima petlje histereze, odabran je trokutasti oblik ispitnog signala uz korištenje istog smjera opterećenja na početku izvođenja testa za svaku epruvetu. Na slici 3.3 može se vidjeti postavljena i ispitana epruveta na kojoj je nastala pukotina s postavljenim ekstenzometrom za mjerenje osne deformacije.



Slika 3.3 Ispitana epruveta s mjernim ekstenzometrom i nastalom pukotinom

Početni oblik petlje histereze prikazan je na slici 3.4a, dok je na slici 3.4c prikazan oblik petlje na kraju ispitivanja gdje se može uočiti pad napreznja u vlačnom dijelu petlje za 10 % u odnosu na tlačni dio petlje, što je pokazatelj nastanka pukotine [34].



Slika 3.4 Petlje histerezi: a) početna petlja, b) petlja polovine ispitivanja i c) završna petlja ispitivanja

Slika 3.4b prikazuje oblik petlje histereze na polovini ispitivanja koji je ujedno i služio za određivanje cikličkih karakteristika materijala.

Na osnovu procedure opisane u poglavlju 2.4 te uz korištenje podataka dobivenih mjerenjem, određene su cikličke karakteristike čeličnog lijeva GP240GH. Kompletan postupak određivanja parametara materijala uz usporedbu s metodama za procjenu cikličkih karakteristika mogu se vidjeti u [71]. U tablici 3.3 prikazane su vrijednosti cikličkih karakteristika čeličnog lijeva.

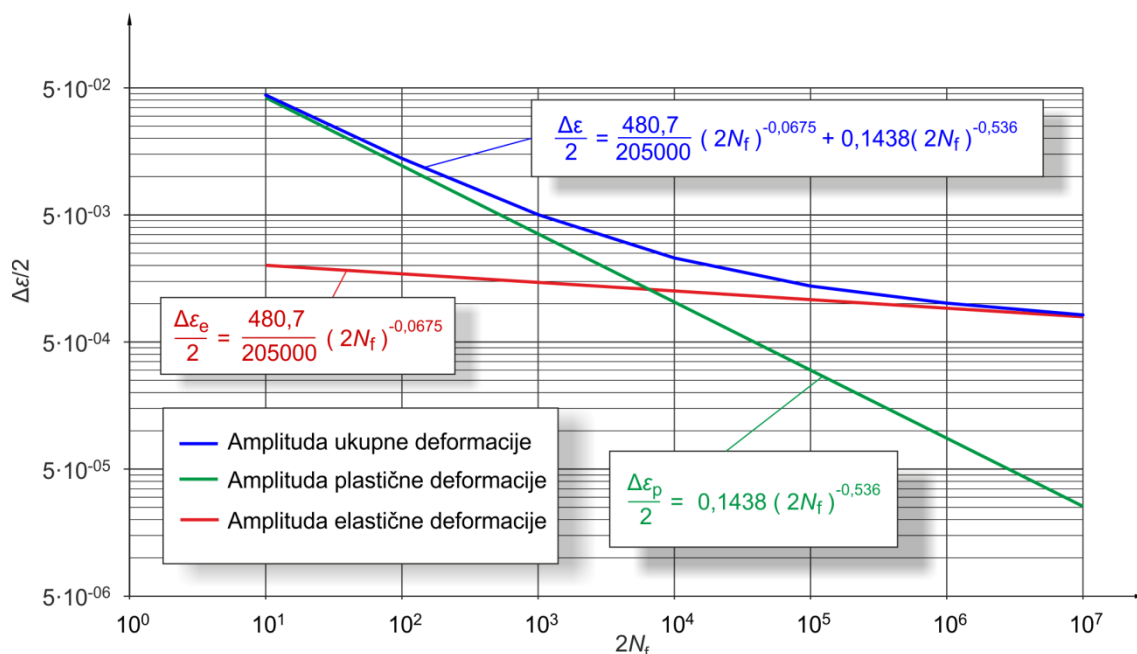
Tablica 3.3 Cikličke karakteristike čeličnog lijeva GP240GH

σ_f' / MPa	b_i	ε_f'	c_i
480,7	-0,0675	0,1438	-0,536

gdje je

- σ_f' - koeficijent dinamičke čvrstoće,
- b_i - eksponent dinamičke čvrstoće,
- ε_f' - koeficijent cikličkih deformacija,
- c_i - eksponent cikličkih deformacija.

Ovisnosti amplituda ukupne, plastične i elastične deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine za čelični lijev GP240GH dane su na slici 3.5.



Slika 3.5 Ovisnost deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine

3.3 Parisove konstante čeličnog lijeva

U literaturi [5] ispitivan je rast pukotine u kućištu ventila DN200 PN25, izrađenog od GS-C25 (GP240GH). Kako trenutno ne postoje analitičke metode za procjenu preostalog radnog vijeka za složene oblike kao što je kućište ventila, u spomenutoj literaturi dijelovi kućišta razmatrani su kao jednostavni geometrijski oblici (sfera, cilindar, elipsoid) za koje je moguće procijeniti preostali radni vijek. Za tu potrebu, u navedenom radu, izvršeno je eksperimentalno određivanje Parisovih konstanti čeličnog lijeva GP240GH koji su prikazani u tablici 3.4.

Tablica 3.4 Parisove konstante čeličnog lijeva [5]

	n	C	$K_{\text{mat}} / \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$
realno	3,57	$0,68 \times 10^{-9}$	326
konzervativno	3,25	$2,8 \times 10^{-9}$	293

gdje je

- n - eksponent materijala u Parisovoj jednadžbi,
- C - konstante materijala u Parisovoj jednadžbi,
- K_{mat} - lomna žilavost materijala.

6

Eksperimentalno ispitivanje deformiranja kućišta ventila

Eksperimentalno ispitivanje provedeno je u cilju analize deformacija kućišta ventila te da bi se izvršilo verificiranje kvazi statičke numeričke simulacije kućišta opterećenog unutarnjim tlakom. Pri tome su deformacije mjerene na pojedinim mjestima metodom tenzometrije.

U ovom poglavlju dani su opisi provedenih eksperimenata i korištene oprema. Eksperimentalno ispitivanje provedeno je u prostorima proizvođača ventila ATM d.o.o uz korištenje mjerne opreme Laboratorija za elemente strojeva FSB-a u Zagrebu.

4.1 Ispitivana kućišta ventila

Ispitivana su dva tipa kućišta ventila, DN100 PN40 i DN50 PN160, izrađena postupkom lijevanja u pijesku. Oznaka DN odnosi se na nazivni promjer kućišta (eng. *Nominal Diameter*) a PN označava nazivni tlak koji kućište može nositi pri sobnoj temperaturi (eng. *Nominal Pressure*). Materijal kućišta je čelični lijev GP240GH prema europskoj normi EN10213 [69]. Kemijski sastav i mehanička svojstva ovog čeličnog lijeva opisana su u poglavlju 3. Kućišta ventila bila su bez značajnijih grešaka u stijenci kućišta.

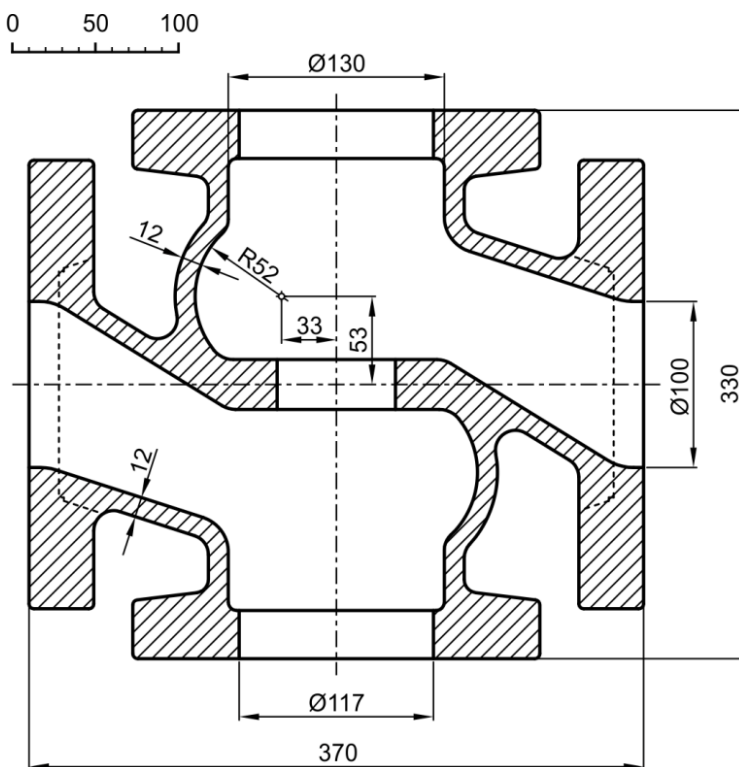
4.1.1 Kućište ventila DN100 PN40

Kućište ventila DN100 PN40 (PN40 označava dopušteni tlak od 40 bara na sobnoj temperaturi) sastoji se od četiri prirubnice i centralnog dijela koji ih povezuje (slika 4.1). Ovakav tip kućišta ventila naziva se troputo kućište. Razlog tome je što se može iskoristiti za ventile koji služe za dijeljenje medija na dva smjera (razdjelni ventil, 1 ulaz i 2 izlaza), ili za miješanje dva medija (miješajući ventil, 2 ulaza i 1 izlaz). Ovaj tip kućišta može se iskoristiti i kao kućište prolaznih ventila na način da se donja prirubnica zatvori pomoću slijepe prirubnice.

Korištenjem ovakvog tipa kućišta ventila smanjuje se početni trošak izrade modela, iz razloga što je potrebno izraditi samo jedan model za tropute i za prolazne ventile. Isto tako smanjuje

se vrijednost zalihe na skladištu. S druge strane ovakav tip kućišta iziskuje nešto veću cijenu proizvodnje zbog dodatne prirubnice (donja prirubnica).

Izgled i dimenzije neobrađenog kućišta ventila DN100 PN40 prikazani su na slici 4.1.



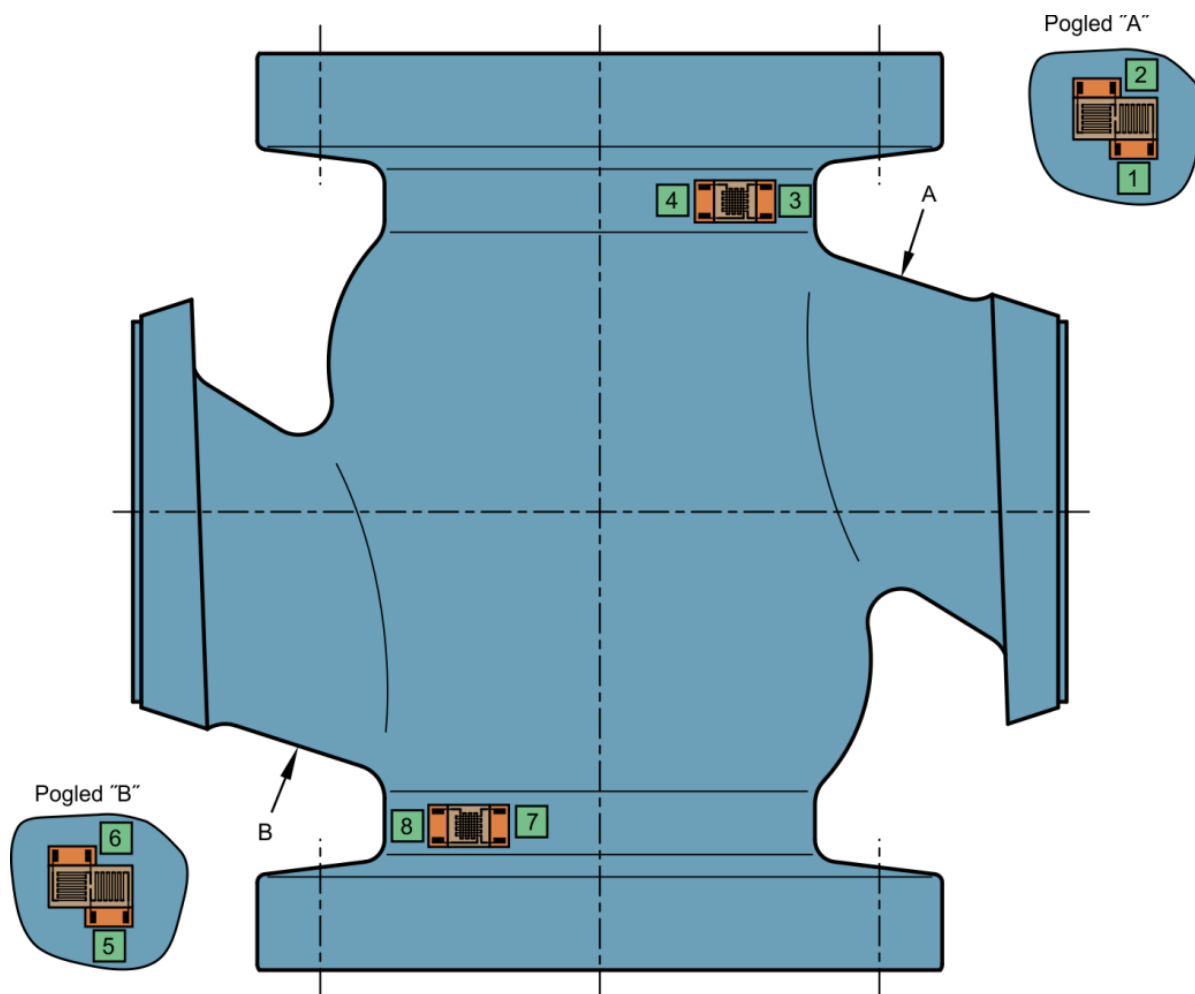
Slika 4.1 Izgled i dimenzije kućišta ventila DN100 PN40

4.1.1.1 Eksperimentalno ispitivanje DN100 PN40 kućišta ventila

Prilikom eksperimentalnog ispitivanja kućište ventila se opterećuje unutarnjim tlakom, što kao posljedicu ima pojavu naprezanja i deformacija stijenke kućišta. Kako naprezanje i deformacije kućišta ventila nije moguće direktno mjeriti, vrši se mjerenje veličina koje su ovisne o deformaciji. Za tu svrhu upotrebljavaju se elektrootpornički tenzometri čiji princip mjerenja se zasniva na promjeni električnog otpora vodiča u ovisnosti o promjeni duljine. Tenzometri mjere srednju deformaciju na mjernoj duljini tenzometra te se stoga za mjerenje deformacija metala najčešće koriste tenzometri mjerne duljine od 3 ili 6 mm.

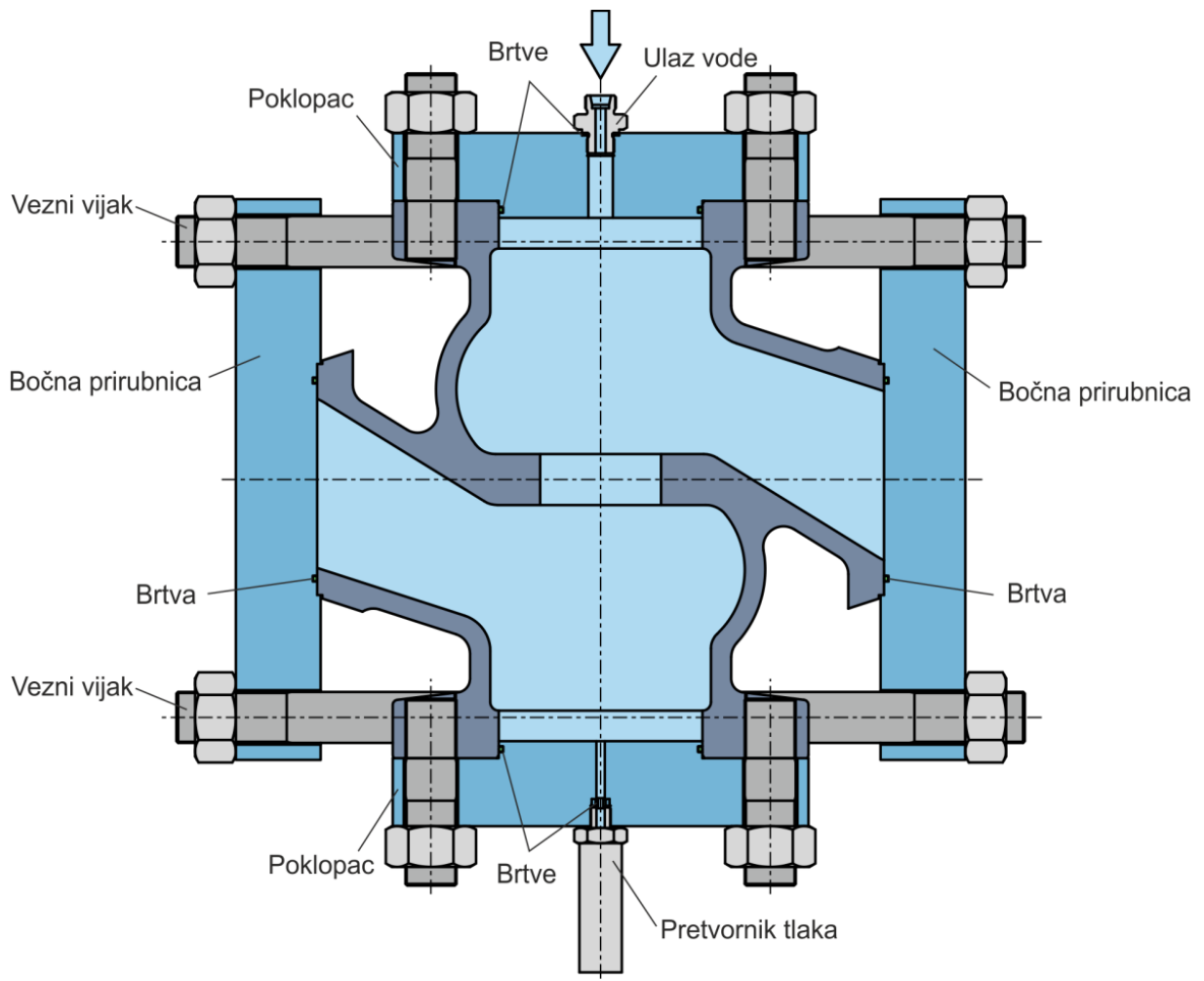
Eksperimentalno ispitivanje kućišta ventila provedeno je na način da je kućište bilo opterećeno unutarnjim tlakom koji je izazvao lom kućišta [72] i [6]. Iz tog razloga bilo je potrebno kućište ventila obraditi na način pogodan za tako visoke tlakove. Bočne prirubnice su konstruirane za tlakove do 40 bara. U eksperimentu će kućište biti opterećeno daleko većim tlakovima od nazivnog, stoga su prirubnice uklonjene, a od njih su izrađene epruvete za ispitivanje mehaničkih svojstava materijala kućišta ventila. Gornja i donja prirubnica kao i bočni izlazi zatvoreni su na način kako je to prikazano na slici 4.3. Materijal kućišta ventila je čelični lijev GP240GH čije su mehaničke osobine i kemijski sastav dani u poglavlju 3.

Na kućište ventila zalijepljene su četiri dvoosne tenzometarske trake na lokacijama kako je to prikazano na slici 4.2. Svaka od traka ima po dva mjerna tenzometra koji su postavljeni okomito jedan u odnosu na drugog i orijentirani su u uzdužnom, odnosno cirkularnom smjeru u odnosu na lokalnu geometriju kućišta. U svrhu kontrole eksperimenta, mjerne trake su zalijepljene na takav način da po su dva tenzometra postavljena na lokacijama na kojima se očekuju slične vrijednosti deformacija, pa su tako slijedeći parovi tenzometara davali slične izmjerene podatke: 1-5, 2-6, 3-7 i 4-8.



Slika 4.2 Oznaka kanala i položaj tenzometara na kućištu ventila DN100 PN40

Kućište ventila je opterećeno tlakom vode temperature 15 °C, a tlak je mjereno pretvornikom tlaka (slika 4.3). Dobivene su vrijednosti deformacija do tlaka od 35 MPa iz razloga što su se pri tom tlaku pojavile velike deformacije kućišta i pri čemu mjerenje prestaje biti točno. Pri daljnjem povećanju tlaka dolazi do pucnja tenzometarskih traka te pri tlaku od 48,2 MPa posljednja traka prestaje davati signal. Konačno pri tlaku od 69,5 MPa dolazi do konačnog sloma kućišta (slika 4.4).



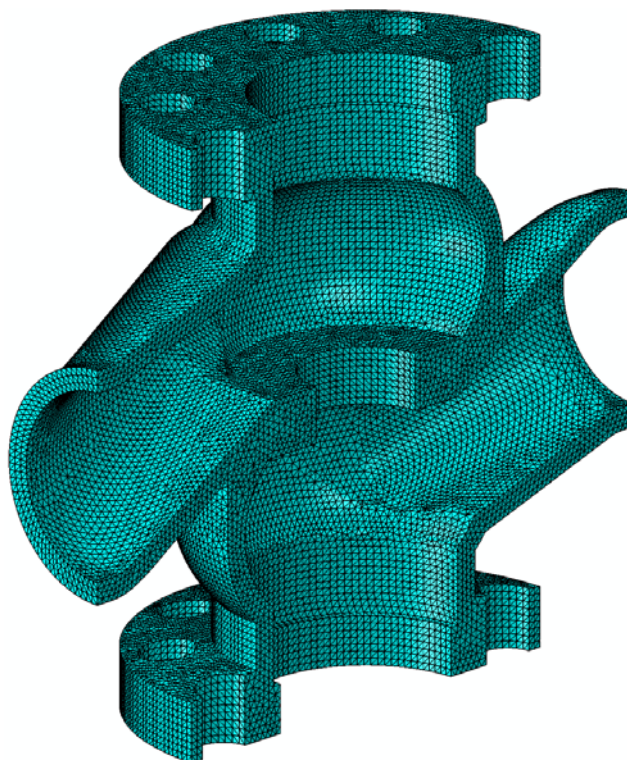
Slika 4.3 Kućište ventila DN100 PN40 pripremljeno za eksperiment



Slika 4.4 Prikaz slomljenog kućišta

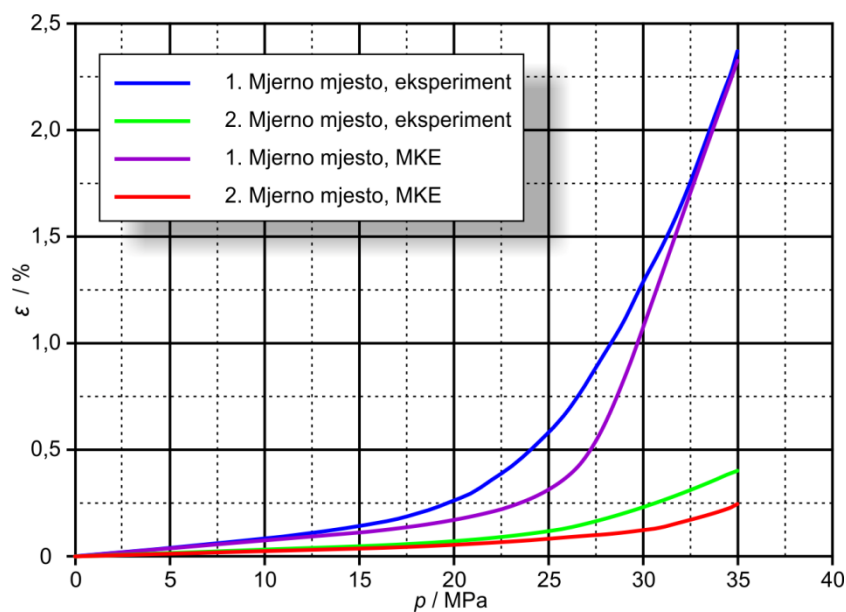
4.1.1.2 Numerička analiza kućišta DN100 PN40

Numeričke analize prikazanog proračunskog modela provedene su primjenom programskog paketa *ABAQUS* [18]. U skladu sa simetrijom modelirana je polovina kućišta. Za diskretizaciju modela primijenjen je modificirani tetraedarski element drugog reda C3D10M. Analizirano je više različitih mreža, a tipična mreža za koju su u daljnjem tekstu dana rješenja prikazana je na slici 4.5. Rubni uvjeti definirani su na način da je svim čvorovima u ravnini simetrije spriječen pomak u smjeru okomito na tu ravninu. Osim toga, čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen je pomak u cirkularnom smjeru. Opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohamo modela konačnih elemenata. Nelinearno ponašanje materijala modelirano je primjenom inkrementalne plastičnosti s Von Misesovim kriterijem tečenja, asocijativnim zakonom tečenja i izotropnim očvršćenjem. Analiza velikih deformacija u paketu *ABAQUS* provedena je opcijom *NLGEOM*.



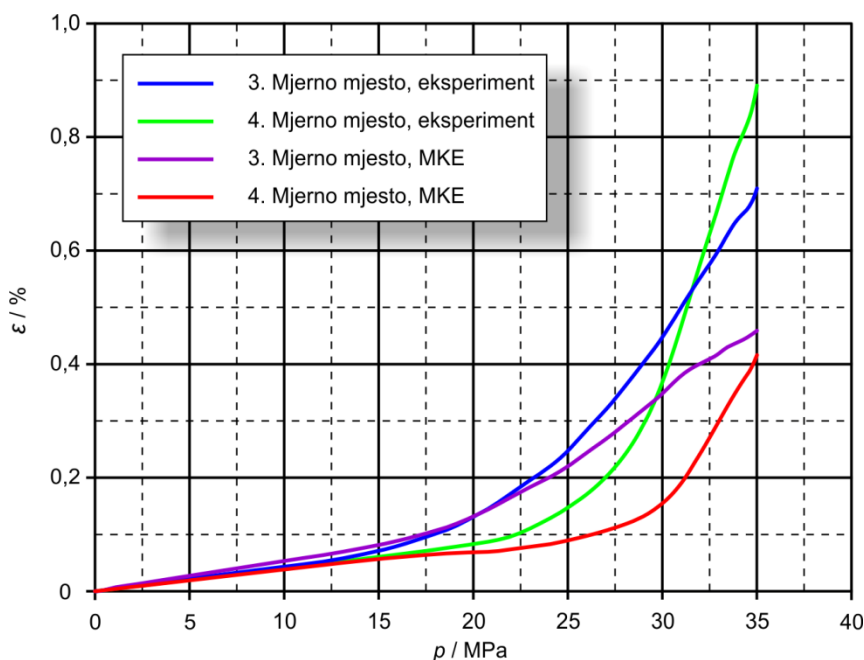
Slika 4.5 Izgled mreže konačnih elemenata korišten za diskretizaciju kućišta DN100 PN40

Za usporedbu eksperimentalnih i numeričkih rezultata, na mjestima na kojima su na realnom modelu lijepljeni tenzometri, u čvorovima konačnih elemenata numeričkog modela očitavane su vrijednosti pripadnih deformacija te su crtani dijagrami unutarnjih tlak-deformacija. Sa slika 4.6 i 4.7 vidljivo je da razlike postoje jedino na mjestima naglih promjena geometrije gdje je prilikom lijepljenja tenzometara unijeto malo odstupanje od idealno cirkularnog i osnog smjera tog dijela geometrije kućišta.



Slika 4.6 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti deformacije na mjernom kanalu 1 i 2 sa slike 4.2

Sa slika 4.6 i 4.7 uočava se dobro poklapanje izmjerenih i numeričkih vrijednosti na svim mjernim mjestima. Razlog postojanja neznatnih razlika može se tražiti u odstupanju ispitivanog kućišta ventila od idealne geometrije koje je posljedica lijevanja kućišta ventila. Stoga se može zaključiti da predloženi numerički model dobro opisuje stanje deformacije kućišta ventila.



Slika 4.7 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti deformacije na mjernom kanalu 3 i 4 sa slike 4.2

Na osnovu rezultata prikazanih na slikama 4.6 i 4.7 te koristeći TES i TI metode opisane u poglavlju 2.13, određeni su tlakovi plastičnog kolapsa kućišta DN100, a zatim je korištenjem ovih tlakova određen i dopušteni tlak kojim kućište može biti opterećeno. Vrijednosti tlakova plastičnog kolapsa prikazani su u tablici 4.1.

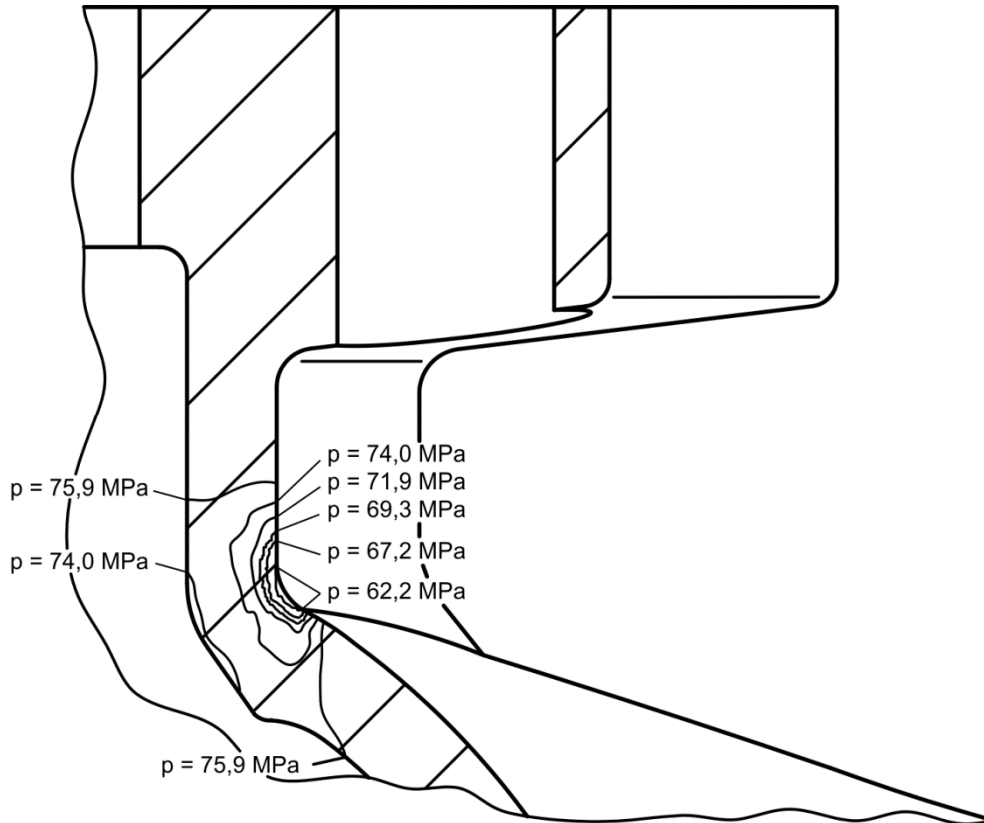
Tablica 4.1 Tlakovi plastičnog kolapsa određeni na osnovu eksperimenta i MKEa, u MPa

Metoda	Mjerno mjesto1		Mjerno mjesto 2	
	Eksperiment	MKE	Eksperiment	MKE
Dvostruki nagib	22,0	29,4	23,2	27,7
Sjecište tangenti	26,7	27,4	23,5	27,7

Korištenjem tlakova plastičnog kolapsa za eksperimentalne rezultate (tablica 4.1.) određena je srednja vrijednost tlaka koja iznosi $p_{C,exp} = 23,9$ MPa na osnovu kojeg je uz izraza (3.52.) određen dopušteni tlak iznosa $p_{dop,exp} = 15,9$ MPa. S druge strane na osnovu rezultata dobivenih numeričkom analizom određena je srednja vrijednost tlaka plastičnog kolapsa s

iznosom od $p_{C,MKE} = 28,1 \text{ MPa}$ na osnovu kojeg je određen dopušteni tlak iznosa

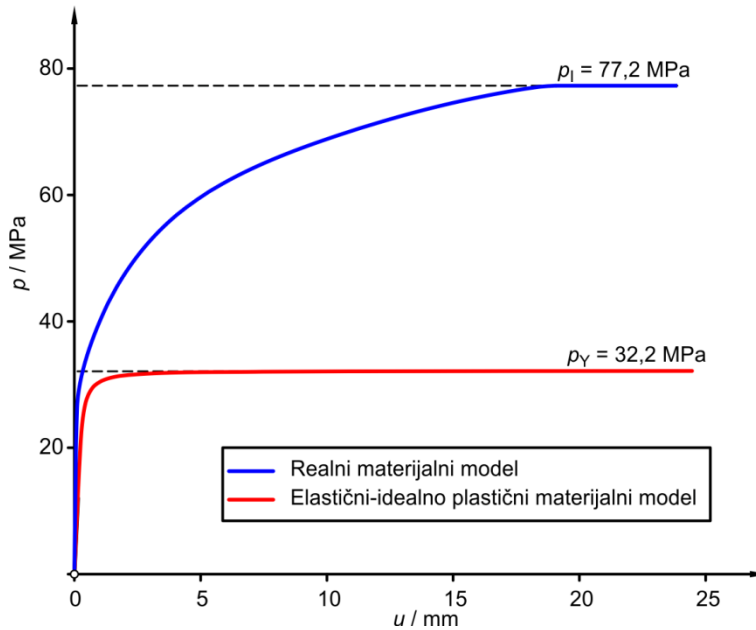
$$p_{dop,MKE} = 18,7 \text{ MPa} .$$



Slika 4.8 Izgled zona s iznosom maksimalne ekvivalentne deformacije od 28,5% po debljini stijenke u ovisnosti o unutarnjem tlaku

Povećavanjem unutarnjeg tlaka dolazi do širenja plastične zone po debljini stijenke, dok u konačnici ne prođe kroz kompletnu debljinu. Na slici 4.8 prikazan je izgled ekvivalentnih plastičnih zona s vrijednošću deformacije od 28,5 %, po debljini stijenke, u ovisnosti o unutarnjem tlaku na mjernim mjestima 3-4 odnosno 7-8.

U numeričkoj analizi je pretpostavljeno da do sloma kućišta dolazi uslijed plastičnog kolapsa. U skladu s tim, iz dijagrama opterećenje-pomak dobivenog numeričkom analizom sa slike 4.9 određen je tlak plastične nestabilnosti kao najviša točka na krivulji. Numerički dobiven tlak plastične nestabilnosti u iznosu od 77,2 MPa dosta se dobro poklapa s eksperimentalno određenim tlakom sloma kućišta čiji je iznos 69,5 MPa.



Slika 4.9 Ovisnost pomaka o unutarnjem tlaku za realni i elastično-idealno plastični materijalni model

Za procjenu vrijednosti tlakova sloma kućišta može se koristiti jednostavniji pristup, bez primjene inkrementalne plastičnosti i geometrijske nelinearnosti, pomoću koncepta referentnog naprezanja [73] i [74]. Kod ovog koncepta provodi se analiza korištenjem elastično-idealno plastičnog materijalnog modela gdje materijal opisuje kao idealno elastični do granice tečenja, a nakon toga kao idealno plastični.

$$\sigma_f = k(R_e + R_m), \quad (6.1.)$$

gdje je

R_e - granica razvlačenja,

R_m - rastezna čvrstoća,

k - faktor, za većinu materijala iznosi 0,5.

Korištenjem elastično-idealno plastičnog materijalnog modela određuje se tlak plastičnog tečenja (p_Y) kao najviša točka u dijagramu pomak-opterećenje, slika 4.9. Primjenom prethodnog izraza te vrijednosti za tlak plastičnog tečenja očitano sa slike 4.9 može se odrediti tlak sloma kućišta prema izrazu:

$$p_F = p_Y \frac{\sigma_f}{R_e}, \quad (6.2.)$$

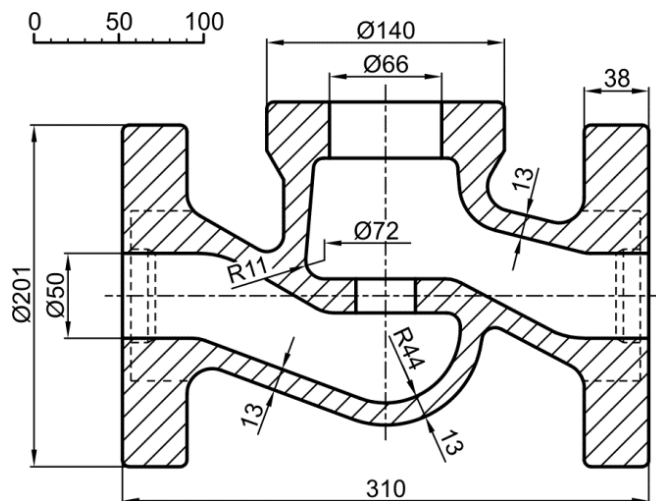
gdje je

p_Y - tlak plastičnog tečenja.

Ovako određen tlak sloma kućišta ima vrijednost od 61,2 MPa, što se dosta dobro poklapa s eksperimentalno određenim tlakom sloma od 69,5 MPa.

4.1.2 Kućište ventila DN50

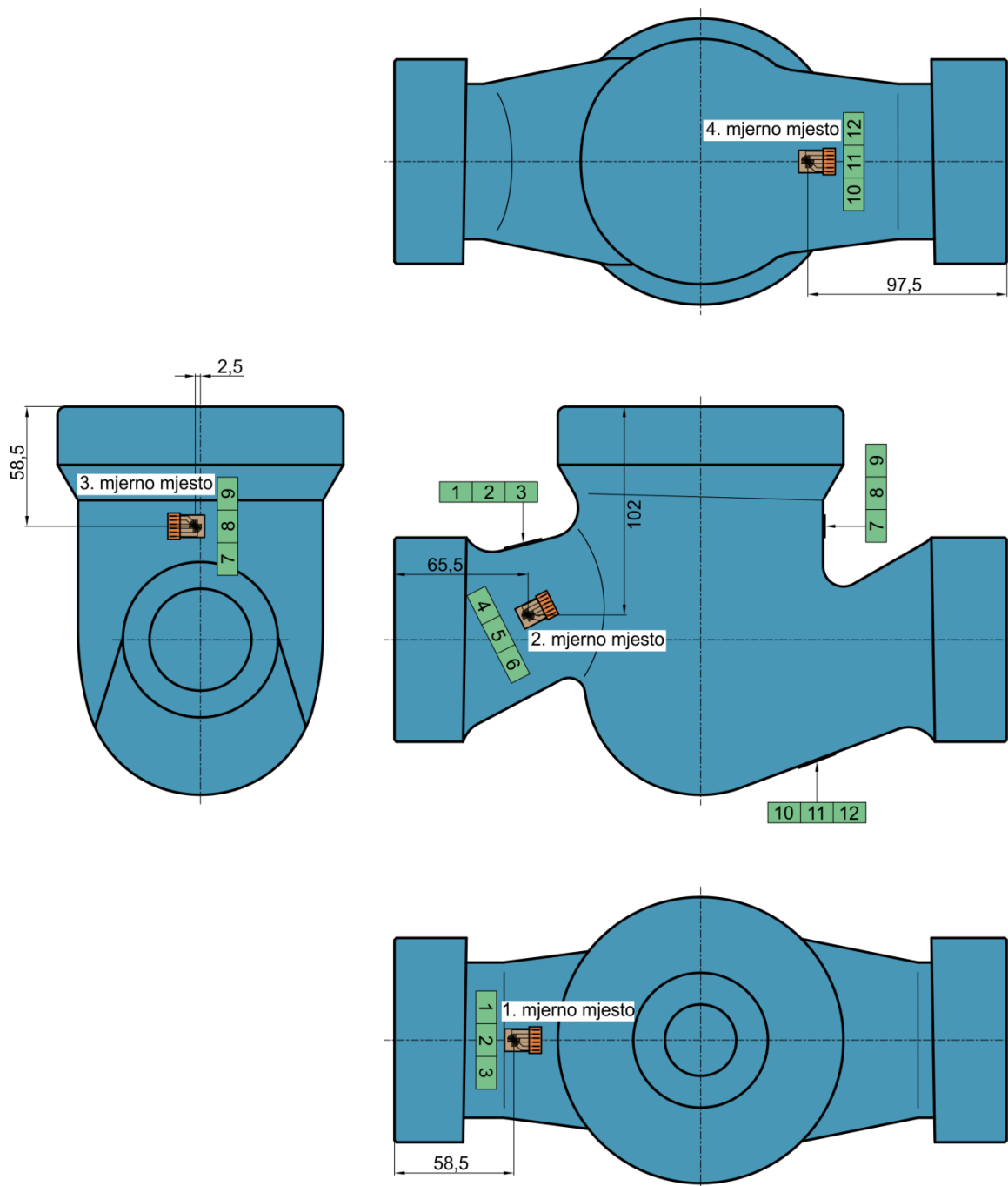
U radu [7], određivan je dopušteni tlak prolaznog kućišta ventila DN50 PN160 određen pomoću metode konačnih elemenata i prema EN12516-2 [3]. Kućištu ventila dodijeljeni su rubni uvjeti na isti način kao i kod kućišta ventila DN100 PN40. Pritom je uočeno odstupanje dopuštenih tlakova izračunatih pomoću norme, s vrijednostima dopuštenih tlakova određenih korištenjem metode konačnih elemenata. Stoga je bilo potrebno eksperimentalno odrediti deformacije i na prolaznom kućištu ventila opterećenim unutarnjim tlakom u cilju verificiranja rubnih uvjeta na ovakvom tipu kućišta. Za tu svrhu je iskorišteno kućište ventila oznake DN50 PN160. Izgled i dimenzije neobrađenog kućišta ventila DN50 PN160 mogu se vidjeti na slika 4.10.



Slika 4.10 Izgled i dimenzije kućišta ventila DN50 PN160

U svrhu mjerenja deformacija kućišta ventila DN50 PN160 odabrane su troosne tenzometarske trake tip 1-RY91-6/120 proizvođača *Hottinger Baldwin Messtechnik* (HBM). Nazivni otpor ovih tenzometarskih traka iznosi $120 \Omega \pm 0,5 \%$, dok je duljina mjernog dijela 6 mm. Kako su ovo troosne tenzometarske trake, imaju tri faktora tenzometra za svaki smjer. Za smjer A faktor tenzometra $k = 2,04 \pm 1 \%$, za smjer B $k = 2,08 \pm 1 \%$, i za smjer C faktor tenzometra iznosi $k = 2,09 \pm 1 \%$.

Predviđeno je lijepljenje tenzometarskih traka na četiri karakteristična mjesta kućišta ventila i to na način da se smjerovi tenzometara poklapaju s osnim i cirkularnim smjerom u odnosu na lokalnu geometriju kućišta.



Slika 4.11 Oznaka kanala i položaj tenzometara na kućištu ventila DN50 PN160

Prije lijepljenja tenzometarskih traka na kućište ventila, površina kućišta je pažljivo pripremljena. Priprema obuhvaća brušenje površine kružnim pokretima, zatim čišćenje i odmašćivanje acetonom. Tenzometri su zalijepljeni dvo-komponentnim ljepilom na bazi akril-polimer metil-metakrilata.



Slika 4.12 Kućište s zalijepljenim tenzometrima spojenim u polu-most s kompenzacijskim tenzometrima

Na slici 4.12 prikazano je kućište ventila sa zalijepljenim tenzometrima. Tenzometri na kućištu ventila spojeni su s kompenzacijskim tenzometrima, u svrhu odstranjivanja utjecaja promjene otpora uslijed promjene temperature [75]. Kompenzacijski tenzometri su zalijepljeni na posebnu ploču od materijala istovjetnog materijalu kućišta ventila. Mjerni tenzometri s kompenzacijskim tenzometrima čine polovinu Wheatstoneovog mosta, dok se preostala dva otpornika, jednakog i konstantnog otpora, nalaze u mjernom pojačalu.

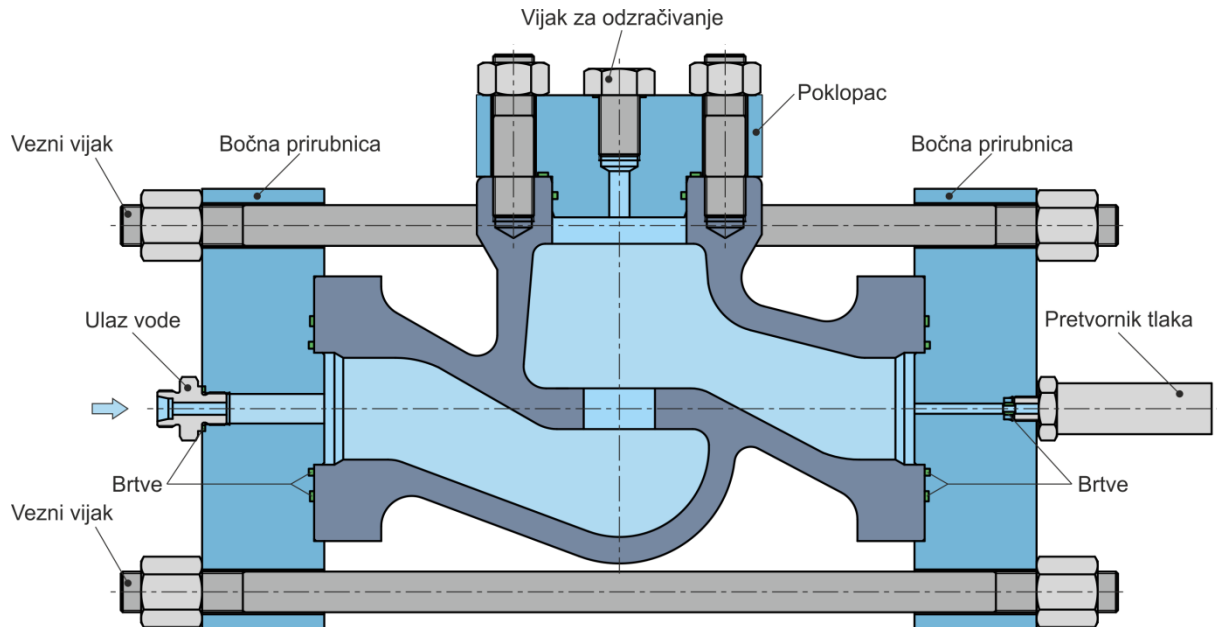
Promjena otpora u mjernom mostu određuje se omjerom izlaznog U_A i ulaznog U_E napona.

Veza između omjera napona i deformacije ε dana je prema sljedećem izrazu [76]:

$$\frac{U_A}{U_E} = \frac{k}{4} \varepsilon. \quad (6.3.)$$

Prije tlačnog ispitivanja kućišta ventila potrebno je kućište zatvoriti bočnim prirubnicama pomoću vijaka (slika 4.13). Na lijevoj bočnoj prirubnici nalazi se priključak za ulaz medija iz visokotlačne pumpe, dok se na desnoj strani nalazi pretvornik tlaka koji preko mjernog

pojačala šalje računalu vrijednost trenutnog tlaka u kućištu ventila. S gornje strane kućište ventila je zatvoreno pomoću poklopca na kojem se nalazi vijak za ozračivanje kućišta. Brtvljenje kućišta na prirubnicama i poklopcu izvedeno je pomoću O-prstena i teflonskih brtvi. Brtve ispod vijka za ozračivanje i spojnice izrađene su od bakra, dok je pomoću konusne metalne brtve zabrtvljen izlaz prema pretvorniku tlaka.



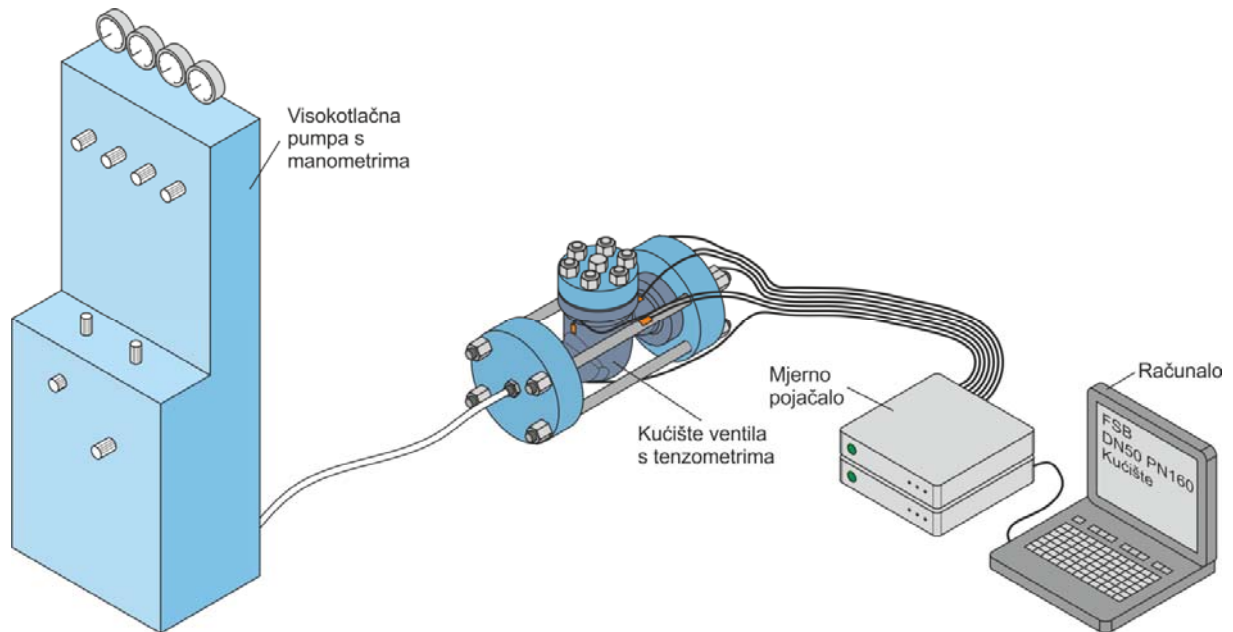
Slika 4.13 Kućište ventila DN50 PN160 pripremljeno za eksperiment

U cilju mjerenja unesene sile, potrebne za brtvljenje kućišta na bočnim prirubnicama, na dva vezna vijka zalijepljene su po dvije dvo-osne mjerne trake tip 1-XY11-6/350 proizvođača *Hottinger Baldwin Messtechnik* (HBM). Nazivni otpor ovih tenzometara iznosi $350 \Omega \pm 0,35 \%$, dok je duljina mjernog dijela 6 mm. Kod ovakvih mjernih trake, obadva faktora tenzometra su jednaka i iznose $k = 2,04 \pm 1 \%$.

4.1.2.1 Provedeno ispitivanje

Tenzometri na veznim vijcima, koji služe za mjerenje unesene sile potrebne za brtvljenje bočnih prirubnica, umjereni su pomoću utega na način da mjere silu pritezanja. Prije pristupanja montaži prirubnica i poklopca postavljeno je nulto stanje na svim tenzometrima. Nakon toga pristupilo se montiranju poklopca i pritezanju vijaka do momenta potrebnog za ostvarivanje brtvljenja između poklopca i kućišta ventila. Pritezanje je izvedeno pomoću umjerenog moment ključa u cilju postizanja ravnomjerno raspoređene sile brtvljenja.

Nakon izvršenog pritezanja prirubnica, spojen je pretvornik tlaka na bočnu prirubnicu, kao i cijev prema visokotlačnoj pumpi (slika 4.14). Opuštanjem vijka na poklopcu i puštanjem tlačnog medija (u ovom slučaju vode) u kućište izvršeno je ozračivanje kućišta ventila.



Slika 4.14 Shema ispitivanja kućišta ventila

Pomoću visokotlačne pumpe (slika 4.14) tri puta je ponovljeno ispitivanje kućišta ventila do tlaka od 200 bar, te jedno ispitivanje do tlaka od 500 bar iz razloga što se kompletno kućište elastično deformira do tlaka od 200 bar. Nakon tlaka od 200 bar na pojedinim područjima kućišta počinju se pojavljivati plastične deformacije.

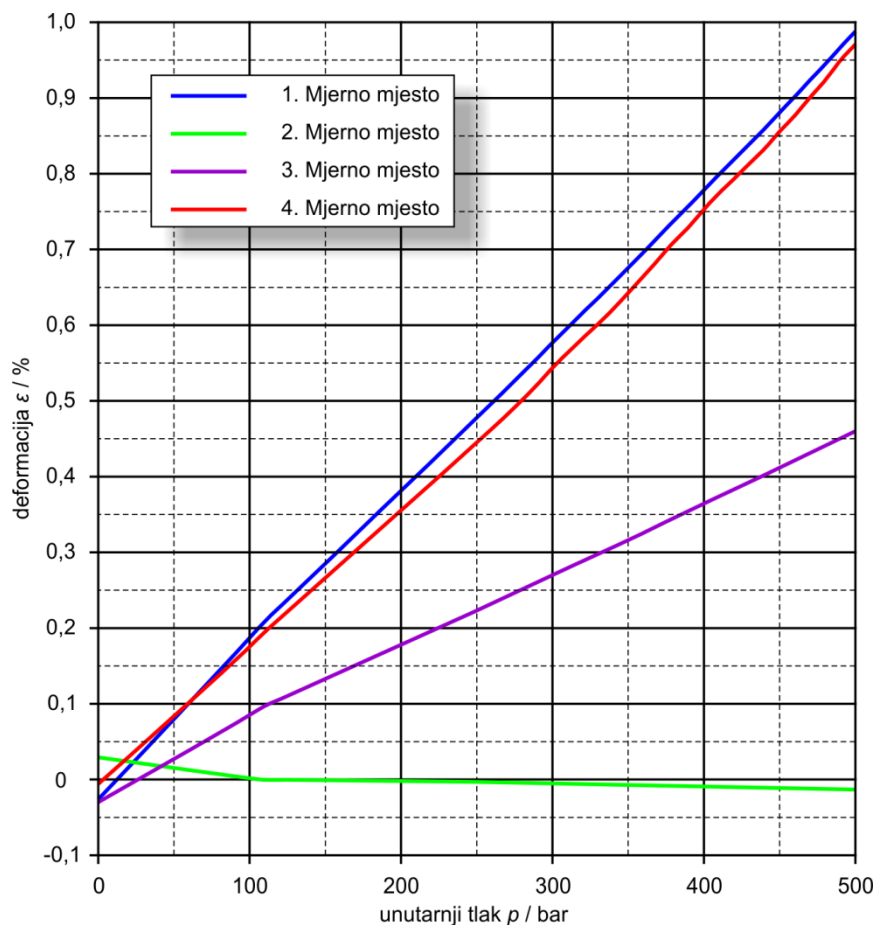


Slika 4.15 Ispitivanje deformiranja kućišta ventila

4.1.2.2 Rezultati ispitivanja

Prva tri mjerenja imaju gotovo identične rezultate kao i zadnje mjerenje u području do 200 bar. Na slici 4.16 prikazane su izmjerene deformacije na sva četiri mjerna mjesta u cirkularnom smjeru u odnosu na lokalnu geometriju kućišta. Sa slike 4.11 može se uočiti da

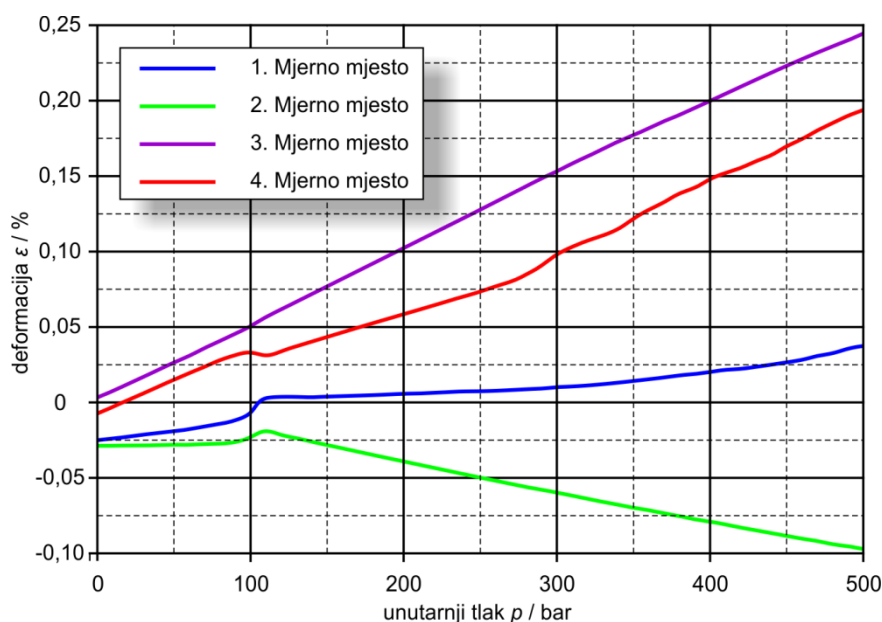
se mjerna mjesta 1 i 4 nalaze na izlazu i ulazu ventila udaljeno od lokalnih ojačanja i kako se to može vidjeti na slici 4.16, na tim mjestima su i najveće vrijednosti cirkularnih deformacija. Isto tako na slici 4.11 može se uočiti da je mjerno mjesto broj 3 blizu gornje prirubnice koja ukružuje kućište ventila na tom mjestu, što se očitovalo nižom vrijednosti izmjerene cirkularne deformacije u odnosu na 1. i 4. mjerno mjesto (slika 4.16). Mjerno mjesto 2 nalazi se na bočnoj strani (slika 4.11) grane ventila, gdje presjek ima eliptičan oblik. Na ovom mjestu, tenzometar je postavljen na dijelu elipse s manjim radijusom zaobljenja, pa kod povećanja unutarnjeg tlaka dolazi do savijanja oko ovog radijusa, što se može vidjeti prema negativnoj deformaciji na mjernom mjestu broj 2.



Slika 4.16 Ovisnost cirkularne deformacije o unutarnjem tlaku u kućištu ventila

Kod osnih deformacija nešto je drugačiji raspored najvećih vrijednosti deformacija. Na mjernom mjestu broj 3 pojavljuje se najveća osna deformacija. Razlog se može pronaći u tome što se ovo mjesto nalazi odmah ispod gornje prirubnice na koju dolazi poklopac. Poklopac je učvršćen vijcima za gornju prirubnicu, te kad sklop opteretimo unutarnjim tlakom, poklopac preko vijaka povlači prirubnicu koja dalje prenosi osno opterećenje na područje gdje je tenzometar 3 zalijepljen. U cilju postizanja brtvljenja između kućišta ventila i

bočnih prirubnica potrebno je prilikom postavljanja prirubnica izvršiti pritezanje veznih vijaka (slike 4.13 i 4.15) čime se unosi dodatna osna deformacija kućišta. Uspoređujući slike 4.11 i 4.13 može se uočiti da će ova dodatna deformacija imati utjecaj na rezultate dobivenih s mjernih mjesta 2, 3 i 4, dok na rezultate s mjernog mjesta 3 neće imati utjecaj. Povećavanjem unutarnjeg tlaka, preko bočnih prirubnica, dolazi do dodatnog opterećivanja veznih vijaka a samim tim i do smanjenja unesene osne deformacije kućišta ventila. Djelovanje ovog dodatnog osnog rasterećenja može se uočiti na slici 4.17 za mjerna mjesta 2, 3 i 4 pri tlaku od 100 bara, gdje se uočava nagli lom linija koje opisuju rezultate izmjerene na tim mjestima.

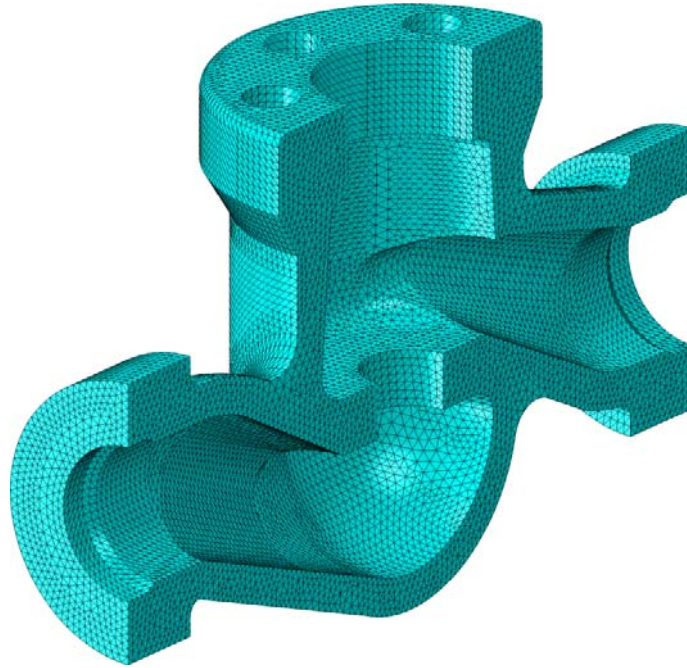


Slika 4.17 Ovisnost osne deformacije o unutarnjem tlaku u kućištu ventila

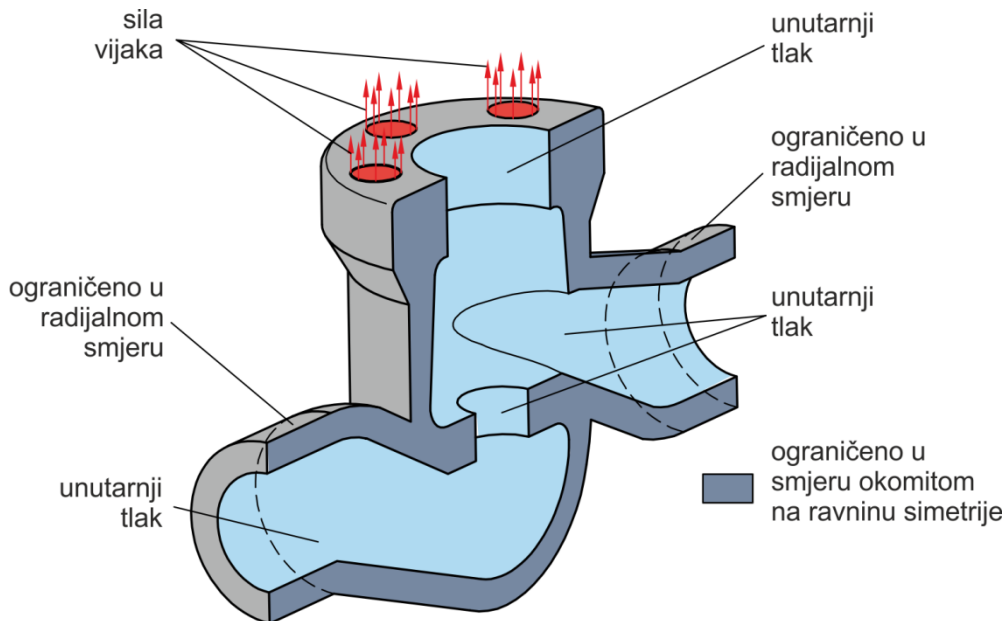
4.1.2.3 Numerički model

Numerička analiza kućišta ventila provedena je na trodimenzijskom modelu kućišta. Modeliranje kućišta ventila provedeno je u predprocesoru (*Abaqus/CAE*) komercijalnog programskog paketa *ABAQUS*. U skladu sa simetrijom modelirana je polovina kućišta. Kako je uočljivo sa slike 4.11, kućište ventila ima veoma složenu geometriju, stoga je bilo potrebno primijeniti algoritam slobodnog diskretiziranja modela.

Prilikom diskretizacije modela korišteni su modificirani tetraedarski elementi drugog reda C3D10M koji su pogodni i za male i za velike deformacije. Ovaj tip elemenata ima 10 čvorova, po jedan čvor u svakom vrhu i po jedan na sredini stranice elementa. Analizirano je više različitih mreža, a mreža za koju su u daljnjem tekstu dana rješenja prikazana je na slici 4.18. Prikazana mreža sadrži 304 025 tetraedarskih elemenata i 441 954 čvora.



Slika 4.18 Mreža konačnih elemenata na modelu kućišta ventila



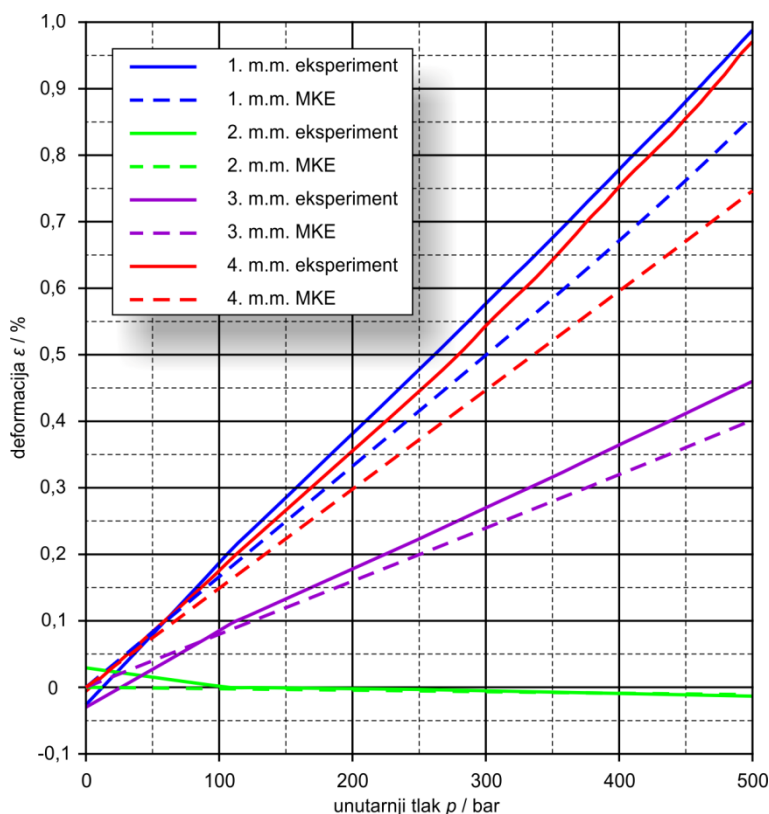
Slika 4.19 Rubni uvjeti modela kućišta ventila

Rubni uvjeti definirani su na način da je svim čvorovima u ravnini simetrije spriječen pomak u smjeru okomito na tu ravninu (tamno plava površina, slika 4.19). Osim toga, čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen je pomak u cirkularnom smjeru. Opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohama modela konačnih elemenata (svijetlo plava površina, slika 4.19). Utjecaj unutarnjeg tlaka koji djeluje na poklopac preračunat je u sile vijaka i dodijeljen je provrtima na kućištu ventila (crvene površine, slika 4.19). Kako i kod prijašnjih analiza, nelinearno ponašanje

materijala modelirano je primjenom inkrementalne plastičnosti s Von Misesovim kriterijem tečenja, asocijativnim zakonom tečenja i izotropnim očvršćenjem. Analiza velikih deformacija u paketu *ABAQUS* provedena je opcijom *NLGEOM*.

4.1.2.4 Usporedba numeričkih s eksperimentalnim rezultatima

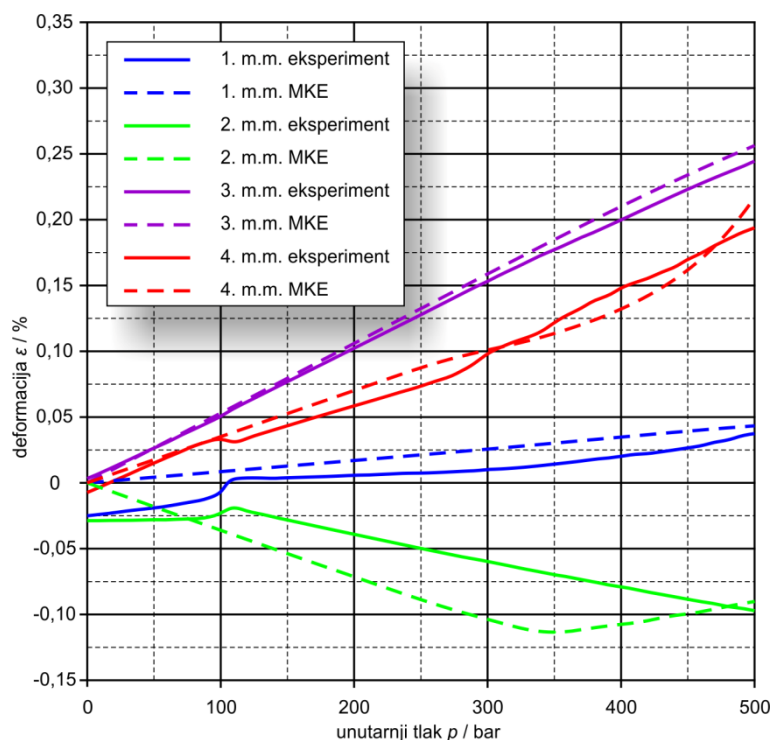
Numerička analiza kućišta ventila provedena je s inkrementom prirasta tlaka od 1 MPa a za usporedbu numeričkih i eksperimentalnih rezultata korištene su vrijednosti cirkularnih i osnih deformacija na mjestima na kojima su lijepljene tenzometarske trake (slika 4.11). Na slici 4.20 dane su ovisnosti eksperimentalne i numeričke vrijednosti cirkularnih deformacija o unutarnjem tlaku, dok slika 4.21 prikazuje ovisnost osnih deformacija po mjernim mjestima (m.m.).



Slika 4.20 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata ovisnosti cirkularnih deformacija o unutarnjem tlaku za mjerna mjesta (m.m.) definirana prema slici 4.11

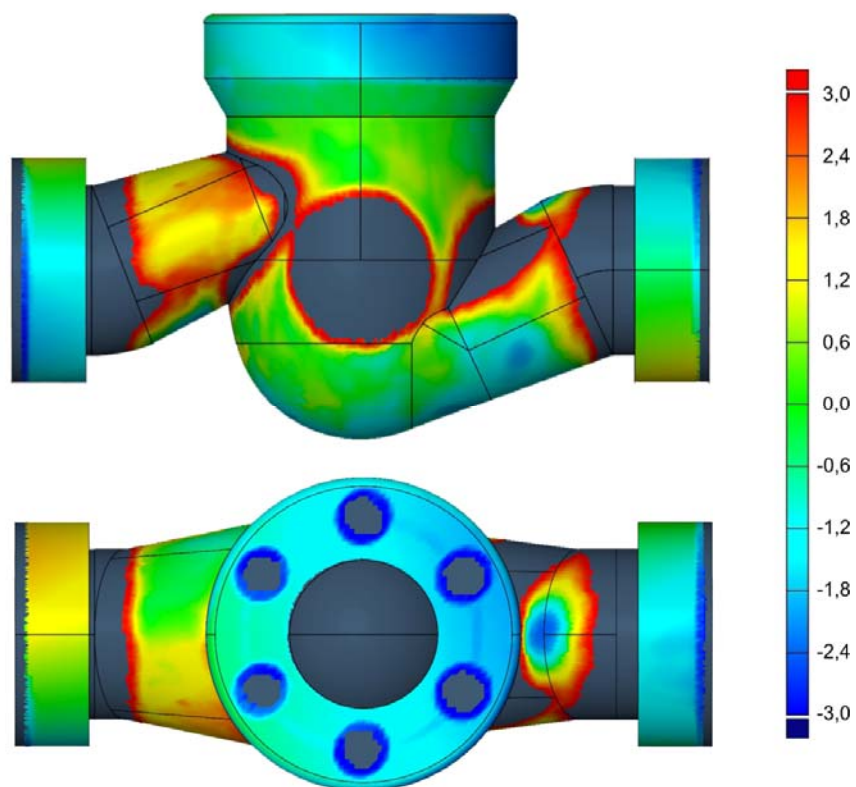
Sa slika 4.20 i 4.21 može se uočiti dosta dobro poklapanje izmjerenih i numeričkih vrijednosti na svim mjernim mjestima. Stoga se može zaključiti da predloženi numerički model dobro opisuje stanje deformacije kućišta ventila. Najveće odstupanje javlja se na 4. mjernom mjestu, oko 30 % veća vrijednost izmjerenih deformacija u odnosu na numeričke vrijednosti. Razlog se može tražiti u odstupanju ispitivanog kućišta ventila od idealne geometrije koje je posljedica lijevanja kućišta ventila. Na slici 4.22 prikazana je usporedba geometrija stvarnog i numeričkog modela, s tim da crvena područja pokazuju pozitivno odstupanje dimenzije

stvarnog modela, dok plava područja prikazuju negativno odstupanje. Radi zornosti slike prikazana su samo područja koja imaju odstupanje dimenzija unutar 3 mm, dok siva područja predstavljaju zone na stvarnom modelu na kojima je odstupanje od idealne geometrije veće od 3 mm. Stvarni model mjereno je optičkim mjernim sustavom *ATOS*, dok je usporedba stvarnog i numeričkog modela izvršena u programskom paketu *GOM Inspect*.



Slika 4.21 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata ovisnosti osnih deformacija o unutarnjem tlaku za mjerna mjesta (m.m.) definirana prema slici 4.11

Kako se može vidjeti sa slike 4.22 na mjernom mjestu broj 1, stvarna geometrija odstupa za oko 1 mm, na 2. mjernom oko 2 mm, 3. mjerno mjesto -1 mm i na 4. mjernom mjestu za -1,5 mm. Sustav *ATOS* nije u mogućnosti izmjeriti unutarnje površine kućišta ventila, pa tako da odstupanja unutarnjih ploha nisu niti prikazana.



Slika 4.22 Odstupanja geometrije numeričkog od stvarnog modela, prikazane vrijednosti su u mm

7

Verifikacija X-FEM metode

Trenutno u literaturi nema primjera primjene X-FEM metode na složenim geometrijskim oblicima kao što je kućište ventila, stoga će se u ovom poglavlju provesti analiza opravdanosti primjene ove metode. U prvom dijelu poglavlja usporedit će se koeficijenti intenzivnosti naprezanja, dobiveni korištenjem klasične formulacije singularnih elemenata i pomoću X-FEM-a, s analitički određenim koeficijentom intenzivnosti naprezanja na primjeru epruvete sa zarezom opterećene na savijanje. Zatim će se na kućištu ventila, koje sadrži pukotinu, usporediti koeficijenti intenzivnosti naprezanja određeni pomoću X-FEM-a s koeficijentima određenim korištenjem klasične formulacije singularnog elementa. U drugom dijelu poglavlja odredit će se broj ciklusa opterećenja potrebnih za nastanak pukotine kao i broj ciklusa potrebnih za rast pukotine do kritične duljine na primjeru savojno opterećene cijevi. Ovako određeni brojevi ciklusa usporedit će se s brojevima ciklusa poznatima iz literature.

5.1 Procjena koeficijenta intenzivnosti naprezanja

5.1.1 Savijanje epruvete u tri točke

Na primjeru jednostavnog geometrijskog elementa kao što je epruveta sa slike 5.1 koja je opterećena na savijanje, može se analitički odrediti koeficijent intenzivnosti naprezanja korištenjem sljedećih izraza [50]:

$$K_1 = Y\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (7.1)$$

$$\sigma = \frac{6M}{b^2d}, \quad (7.2)$$

$$M = \frac{Fh}{2}, \quad (7.3)$$

gdje je

- $a = 18 \text{ mm}$ - dubina pukotine,
- $b = 40 \text{ mm}$ - visina epruvete,
- $d = 20 \text{ mm}$ - širina epruvete,

- $h = 40 \text{ mm}$ - polovina udaljenosti oslonaca epruvete,
 $F = 1\,000 \text{ N}$ - opterećenje epruvete,
 Y - bezdimenzijska konstanta izračunata prema sljedećem izrazu

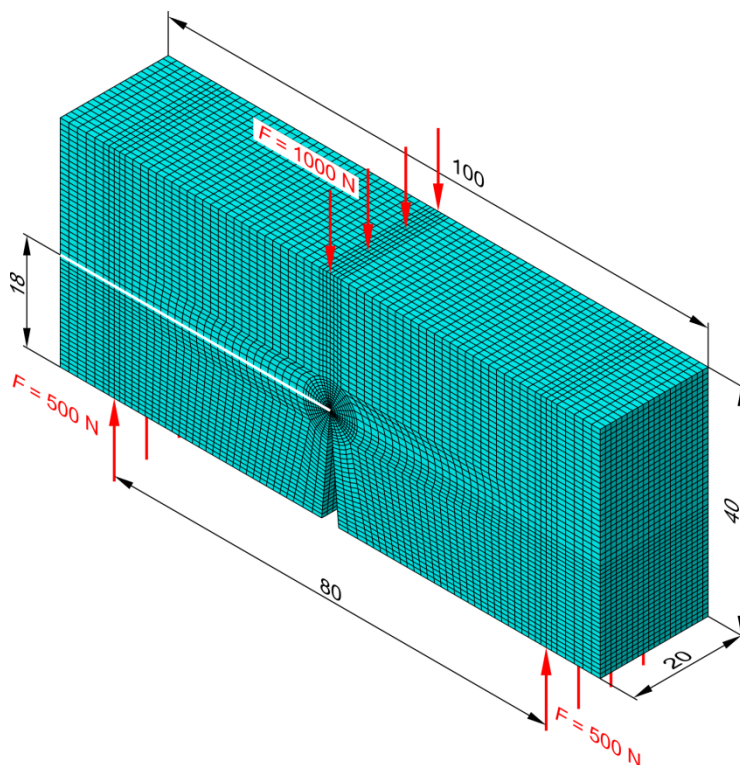
$$Y = \frac{1,99 - \lambda(1 - \lambda)(2,15 - 3,93\lambda + 2,7\lambda^2)}{\sqrt{\pi}(1 + 2\lambda)\sqrt{(1 - \lambda)^3}}, \quad (7.4.)$$

gdje je

$$\lambda = \frac{a}{b}. \quad (7.5.)$$

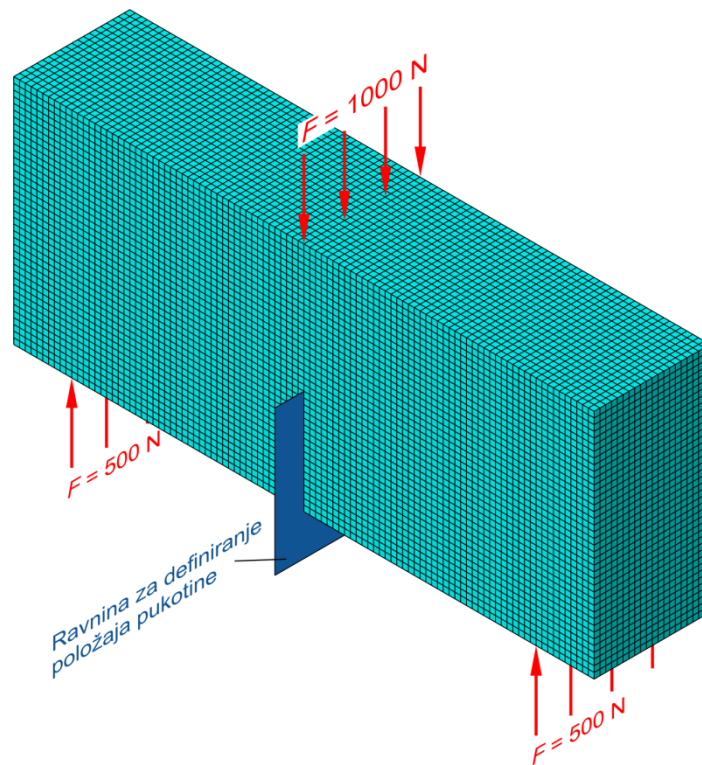
Uvrštavanjem vrijednosti može se izračunati vrijednost koeficijent intenzivnosti naprezanja koji iznosi $K_I = 36,137 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}}$.

Koeficijenta intenzivnosti naprezanja može se odrediti u programskom paketu ABAQUS, metodom konačnih elemenata, korištenjem klasične formulacije singularnih konačnih elementa i korištenjem X-FEMa. Prilikom korištenja klasične formulacije singularnog konačnog elementa, potrebno je izvršiti sažimanje konačnih elemenata u vršku pukotine na način da heksaedarski element prelazi u klinasti element [18]. Na slici 5.1 može se vidjeti mreža konačnih elemenata koja je primijenjena za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja.



Slika 5.1 Dimenzije, mreža konačnih elemenata sa singularnim elementima u okolini vrška pukotine i opterećenja epruvete

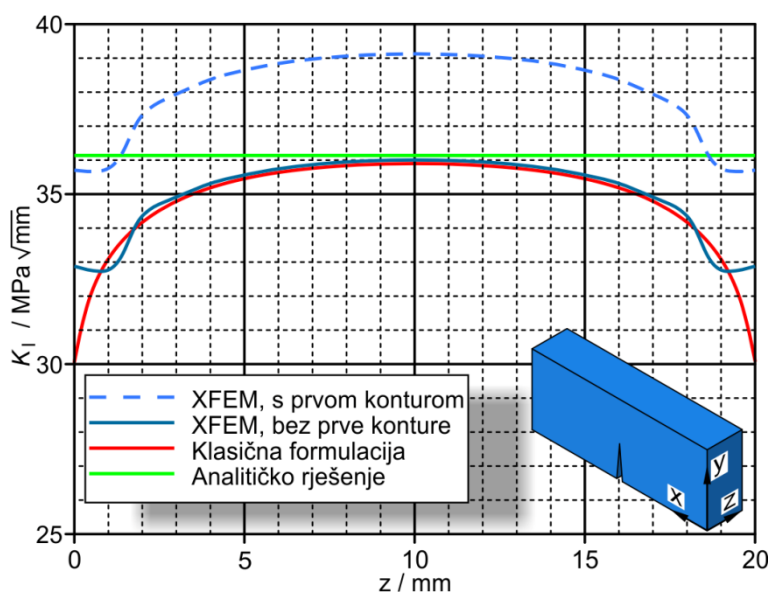
Osim mreže konačnih elemenata, na slici 5.1 prikazane su i dimenzije epruvete kao i rubni uvjeti koji su korišteni za analizu. Mreža sa spomenute slike sadrži 79 480 elemenata tipa C3D20R i 340 455 čvorova. U sredini gornje plohe modelirana je okomita sila sa smjerom prema dolje u iznosu od 1 000 N. Na mjestima oslonaca (na međusobnoj udaljenosti od 80 mm) modelirane su reaktivne okomite sile sa smjerom prema gore i iznosa od 500 N. Kod izračunavanja koeficijenta intenzivnosti naprezanja korištenjem X-FEMa na homogenom modelu potrebno je modelirati ravninu koja će definirati pukotinu oko koje će se izvršiti obogaćivanje elemenata (slika 5.2). Ovom prilikom korišteno je 80 000 elemenata tipa C3D8R i 86 961 čvor. Opterećenja su modelirana na isti način kao i kod primjene klasične formulacije singularnog elementa.



Slika 5.2 X-FEM mreža konačnih elemenata

Kako se može uočiti sa slika 5.1 i 5.2, širina epruvete podijeljena je na 20 heksaedarski elemenata što znači da će se dobiti 20 vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž vrška pukotine. Na slici 5.3 prikazane su vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž pukotine dobivene primjenom klasične formulacije singularnog elementa i X-FEMa. Na spomenutoj slici dana su dvije vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja određena pomoću X-FEMa. Gornja linija predstavlja prosječne vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja kroz 5 kontura oko vrška pukotine, dok donja linija predstavlja prosječne vrijednosti koeficijenta bez prve konture. Sa spomenute slike može se uočiti dobro poklapanje

koeficijenata određenih pomoću klasične formulacije i pomoću X-FEMa bez prve konture. Isto tako može se uočiti da se vrijednost koeficijenta najbolje poklapa s teoretskom vrijednošću u sredini epruvete. Razlog se može tražiti u činjenici da u sredini epruvete vlada stanje blisko ravninskom stanju deformacije, dok je na krajevima stanje blisko ravninskom stanju naprezanja [49]. Odstupanje vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja određenog pomoću X-FEMa u sredini epruvete iznosi 0,4 %, dok je kod klasične formulacije singularnog elementa to odstupanje 0,6 %. Kod vrijednosti koeficijenta određenih na krajevima epruvete pojavljuje se veće odstupanje i ono iznosi 9 % za X-FEM i 17 % za klasičnu formulaciju. Ako se izračuna prosječna vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž vrška pukotine dobit će se odstupanje od 3,2 % kod X-FEM-a i 4,1 % kod klasične formulacije. Na osnovu svega spomenutog može se zaključiti da se i jednom i drugom metodom dobivaju dobra poklapanje vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja s teorijskim vrijednostima.



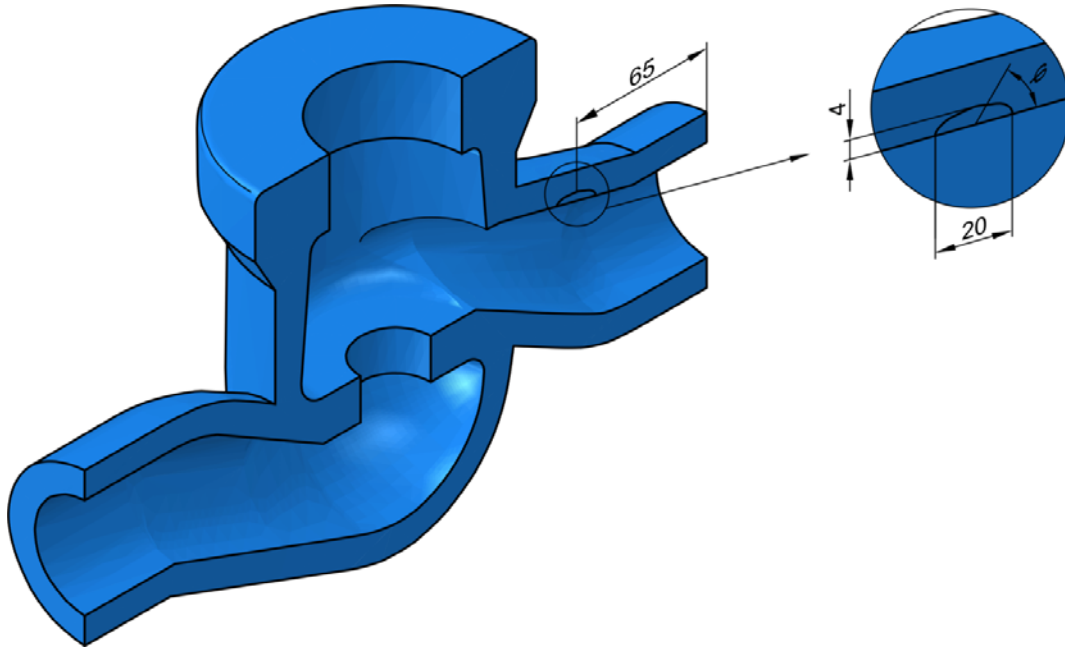
Slika 5.3 Vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž vrška pukotine

5.1.2 Određivanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja na kućištu ventila

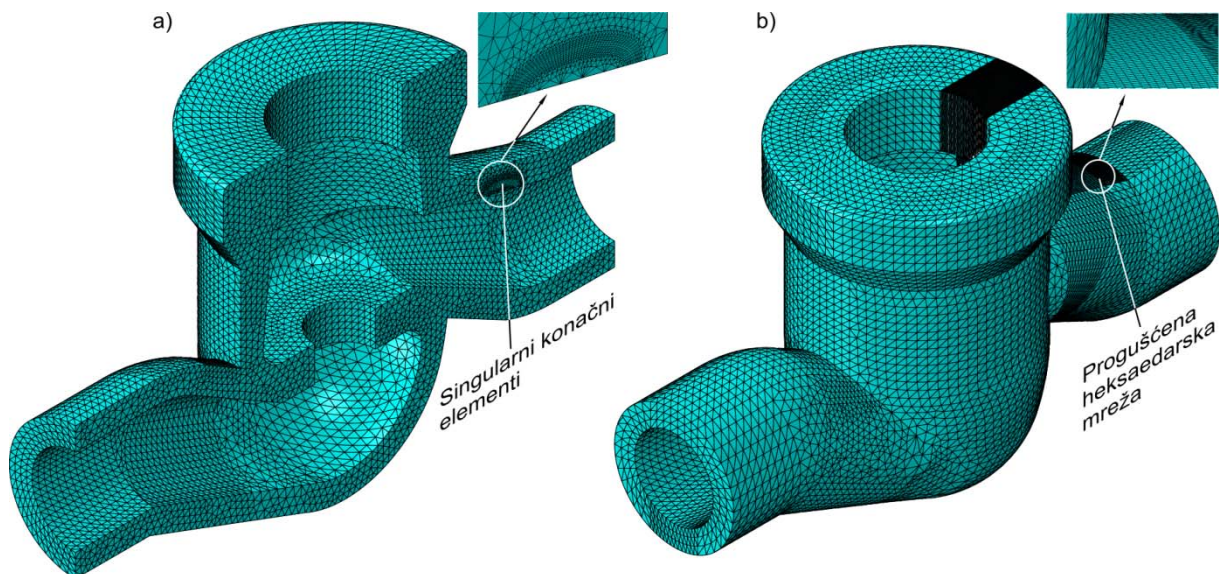
Kako je pokazano na prethodnom primjeru korištenjem X-FEMa na jednostavnom geometrijskom obliku vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja se dobro poklapa s teorijskim vrijednostima. Isto tako može se uočiti dobro poklapanje vrijednosti koeficijenta određenih pomoću X-FEMa i klasične formulacije singularnog elementa. Korištenjem klasične formulacije singularnog elementa dokazano se dobivaju točne vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja i na složenim geometrijskim oblicima. Stoga se usporedbom vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja određenih klasičnom metodom i

X-FEMom na geometrijskim oblicima, za koja ne postoje analitička rješenja, može odrediti opravdanost primjene X-FEM metode na ovim oblicima.

Na kućištu ventila DN50 PN160 modelirana je pukotina, kao što je prikazano na slici 5.4, pomoću klasične formulacije singularnog elementa te pomoću X-FEMa. Korištenjem X-FEMa u programskom paketu *ABAQUS*, ne mogu se opisati pukotine u ravnini simetrije, stoga je potrebno modelirati kompletno kućište ventila. Kako ovo nije problem prilikom korištenja klasične formulacije singularnog elementa, modelirana je polovina kućišta ventila.



Slika 5.4 Položaj i dimenzije pukotine na kućištu ventila

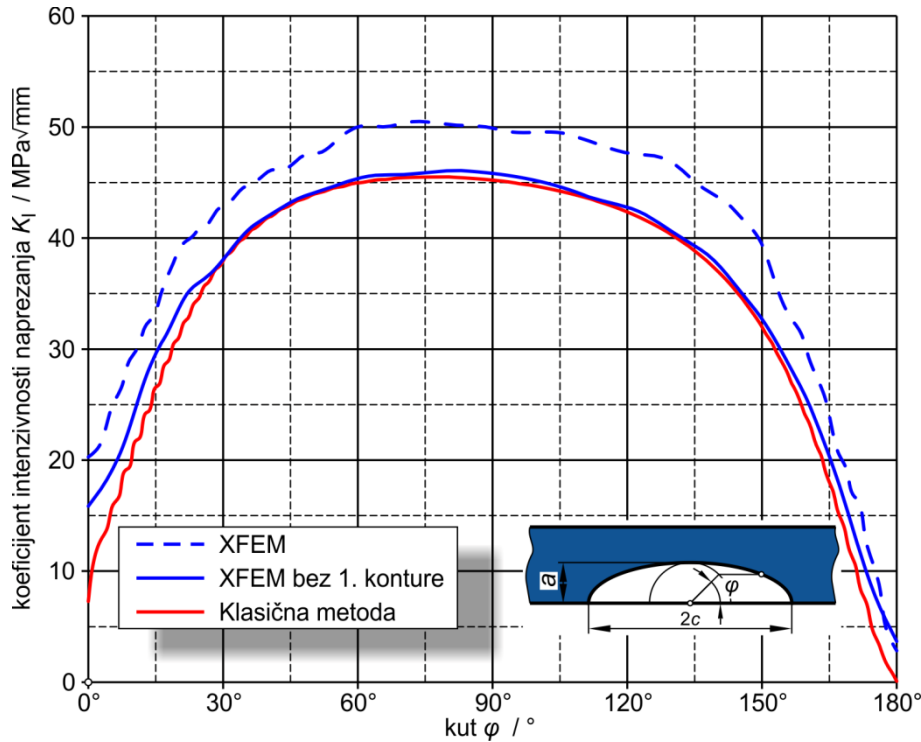


Slika 5.5 Mreža konačnih elementa: a) singularni konačni elementi u vršku pukotine, b) X-FEM konačni element

Za potrebe diskretizacije modela prilikom korištenja klasične formulacije singularnog elementa primijenjeni su heksaedarski elementi drugog reda C3D20 za područje oko pukotine (slika 5.5a). dok je za ostatak mreže korišten C3D10M tip elementa. Tip elemenata C3D20R ima 20 čvorova, dok C3D10M ima 10 čvorova. Oba tipa elementa imaju po jedan čvor u svakom vrhu te po jedan na sredini stranice elementa. Korištena mreža sadrži 202 253 čvora, 1 500 elemenata tipa C3D20, 300 elemenata tipa C3D20R (vršak pukotine) i 129 227 elemenata tipa C3D10M.

Kod diskretizacije modela, prilikom analize pomoću X-FEMa, korišteno je 31 354 elementa tipa C3D8R za područje oko pukotine i 187 104 elementa tipa C3D10 za ostatak kućišta ventila. Mreža konačnih elementa je imala 74 035 čvora.

Kućište ventila opterećeno je unutarnjim tlakom $p = 16 \text{ MPa}$, a rubni uvjeti dodijeljeni su na način prikazan na slici 4.19 prilikom korištenja klasične formulacije singularnog elementa, dok je za potrebe analize pomoću X-FEMa nije modeliran rubni uvjet simetrije kućišta. Na slici 5.6 prikazana je vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja u ovisnosti o kutu pukotine φ . Kut pukotine predstavlja položaj na fronti pukotine gdje je računana vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja. Kako se može vidjeti sa slike vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja izračunate pomoću X-FEMa su veće u odnosu na vrijednosti određene pomoću klasične formulacije singularnog elementa. Možemo vidjeti da sve tri krivulje imaju isti oblik s tim da je maksimalna vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja određena pomoću X-FEMa i to kao srednja vrijednost kroz 5 kontura, veća je za 11 % u odnosu na istu određenu klasičnom formulacijom. Izostavljanjem prve konture prilikom računanja srednje vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja, dobivaju se vrijednosti bliske vrijednostima određenim klasičnom formulacijom, uz razliku od 1,2 %. Kako se primjenom X-FEMa računaju veće vrijednosti možemo zaključiti i da je radni vijek određen korištenjem ovih podataka nešto kraći u odnosu na radni vijek određen klasičnom formulacijom što opravdava korištenje X-FEMa i na složenim geometrijskim oblicima kao što je kućište ventila.



Slika 5.6 Vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja duž vrška pukotine

5.2 Savijanje cijevi u četiri točke

U cilju provjere točnosti metode za određivanje broja ciklusa do nastanka pukotine kao i broja ciklusa potrebnog za rast od početne do kritične veličine pukotine, provesti će se numerička simulacija savijanja cijevi u četiri točke [77]. Mehanički zarezana cijev ciklički je opterećena na savijanje, slika 5.7. s odnosom opterećenja $R = 0,1$. Cijev je izrađena od materijala P275N (SA333 Gr.6), čiji kemijski sastav je prikazan u tablici 5.1 dok su svojstva materijala potrebna za provedbu analize dana u tablici 5.2.

Tablica 5.1 Kemijski sastav materijala P275N [77]

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Al	Ni	V	N
%	0,14	0,25	0,90	0,016	0,018	0,08	<0,1	0,05	<0,01	0,01

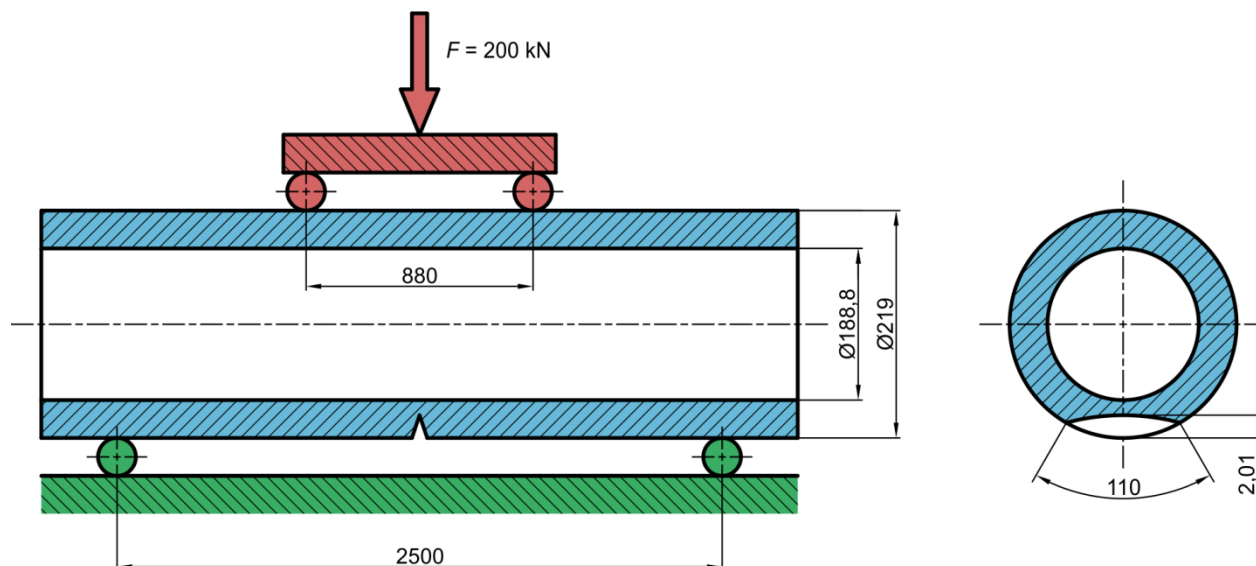
Tablica 5.2 karakteristike materijala P275N [77]

R_e / MPa	R_m / MPa	E / MPa	ε
302	450	203 000	36,7
σ_f' / MPa	b_f	ε_f'	c_f
586,06	-0,0757	0,2406	-0,4814
K'	n'	n	C
354,27	0,1523	3,11095	$3,425 \times 10^{-9}$

gdje je

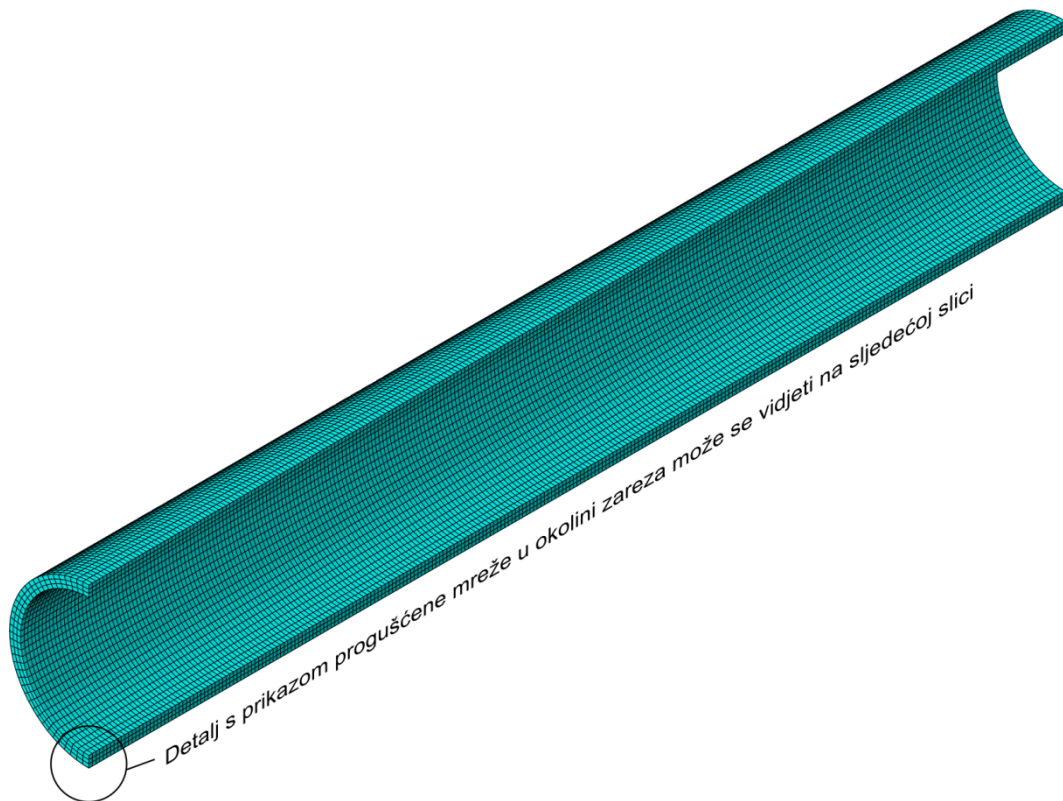
R_e - granica razvlačenja,

- R_m - rastezna čvrstoća,
- E - Youngov modul elastičnosti,
- ε - deformacija pri lomu,
- σ_f' - koeficijent dinamičke čvrstoće,
- b_1 - eksponent dinamičke čvrstoće,
- ε_f' - koeficijent cikličkih deformacija,
- c_1 - eksponent cikličkih deformacija,
- K' - koeficijent cikličkog očvršćivanja,
- n' - eksponent cikličkog očvršćivanja,
- n - eksponent materijala u Parisovoj jednažbi,
- C - konstante materijala u Parisovoj jednažbi.

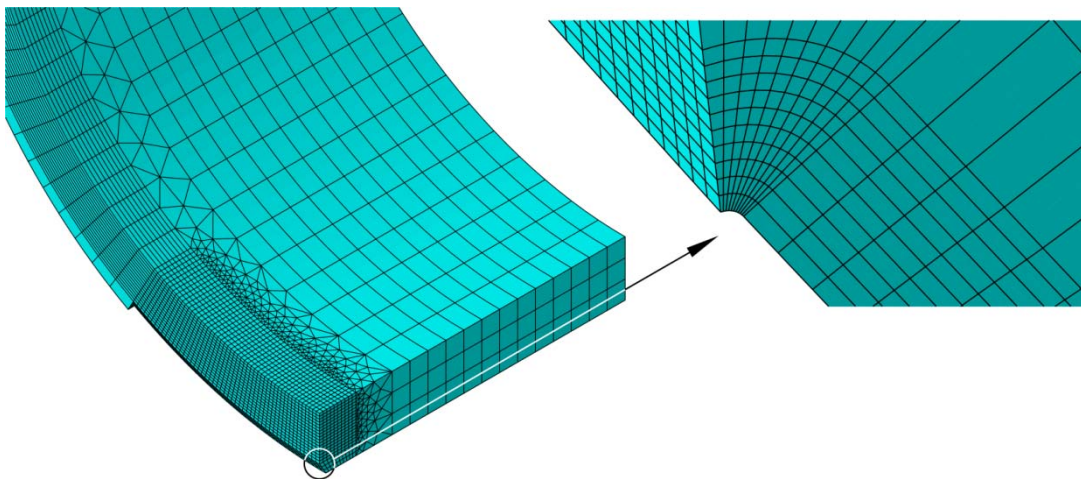


Slika 5.7 Shema opterećenja i geometrija cijevi [77]

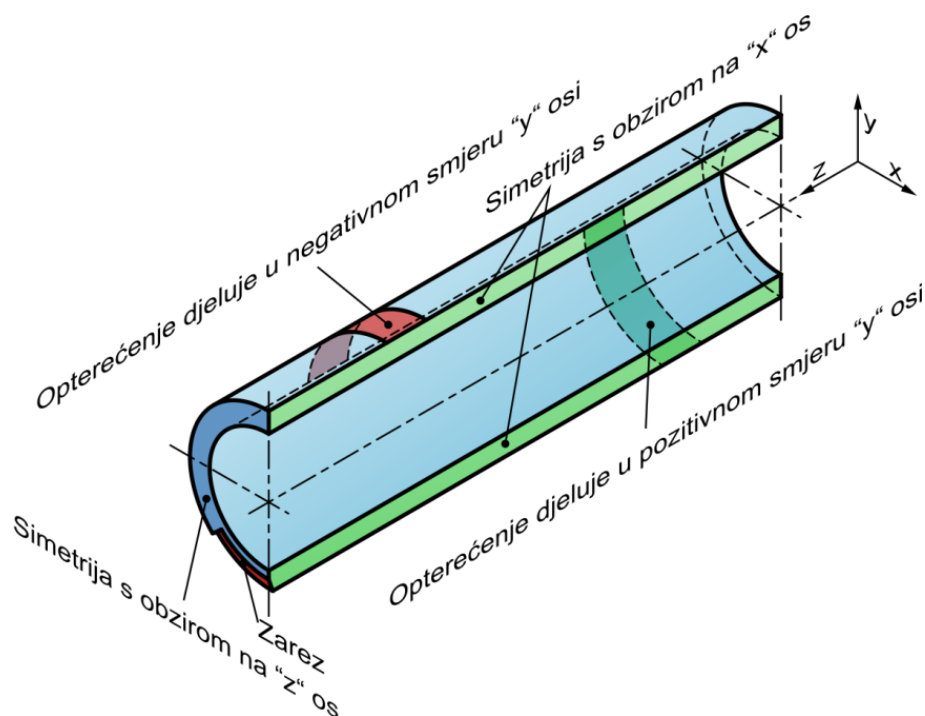
U prvom dijelu analize, a za potrebe određivanja broja ciklusa do nastanka pukotine, u skladu sa simetrijom modelirana je jedna četvrtina cijevi u predprocesoru (*Abaqus/CAE*) komercijalnog programskog paketa *ABAQUS*. Prilikom diskretizacije modela korišteni su heksaedarski elementi drugog reda C3D20R, za gustu mrežu oko zarez a kao i za rijetku mrežu na ostatku cijevi, dok je za prijelaz s guste na rijetku mrežu korišten C3D10M tip elementa. Tip elemenata C3D20R ima 20 čvorova, dok C3D10M ima 10 čvorova. Oba tipa elementa imaju po jedan čvor u svakom vrhu te po jedan na sredini stranice elementa. Analizirano je više različitih mreža, a mreža za koju su u daljnjem tekstu dana rješenja prikazana je na slikama 5.7 i 5.8. Korištena mreža sadrži 119 415 elemenata i 474 369 čvora. Rubni uvjeti definirani su na način prikazan na slici 5.10.



Slika 5.8 Mreža konačnih elemenata na geometrijskom modelu analizirane cijevi



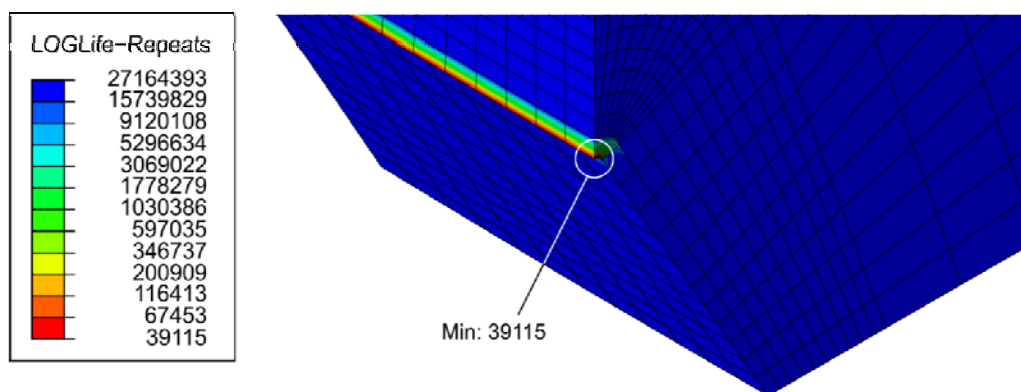
Slika 5.9 Detalj sa slike 5.8 s prikazom progušćene mreže u okolini zareza



Slika 5.10 Dodijeljeni rubni uvjeti

Da bi se mogao odrediti broj ciklusa potreban za nastanak pukotine potrebno je provesti postupak opisan u poglavlju 2.6.2. Linearno elastičnom analizom modela cijevi određuje se povijest stanja naprezanja za sve čvorove modela, a u cilju određivanja čvora s najmanjim izračunanim brojem ciklusa do nastanka zamorne pukotine.

Povijest stanja naprezanja učitava se u komercijalni programski paket *FE-SAFE*, pomoću kojeg se izračunava broj ciklusa potreban za nastanak zamorne pukotine.



Slika 5.11 Broj ciklusa do nastanka pukotine i mjesto nastanka pukotine

Prema eksperimentu opisanom u [77] potrebno je 53 000 ciklusa za nastanak pukotine, s tim da je razlučivost korištene mjerne opreme 0,1 mm tj. pukotine manje od 0,1 mm ne mogu se uočiti. Prema literaturi smatra se da je pukotina nastala kada je duboka 0,01 mm. Ako se provede postupak opisan u nastavku, a u cilju određivanja broja ciklusa potrebnog za rast pukotine od 0,01 mm do 0,1 mm dobit će se vrijednost od 9 216 ciklusa. Zbrajanjem ciklusa

potrebnih za nastanak pukotine i ciklusa potrebnih za rast do uočljive veličine od 0,1 mm, dobit će se iznos od 48 331 ciklus. Na osnovu opisanog postupka i dobivenih vrijednosti može se zaključiti da je numerička procedura pogodna za određivanje broja ciklusa potrebnih za nastanak pukotine.

Rast pukotine za navedeni primjer može se odrediti analitički koristeći Paris-ov zakon:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n, \quad (7.6)$$

gdje je

$C = 3,425 \cdot 10^{-9}$	- koeficijent materijala P275N prema [77],
$n = 3,11095$	- eksponent materijala P275N prema [77],
ΔK	- koeficijent intenzivnosti naprezanja koje se može odrediti prema sljedećem izrazu:

$$\Delta K = \Delta \sigma^0 \cdot Y \cdot \sqrt{\pi a}. \quad (7.7)$$

$$\Delta \sigma^0 = \frac{\Delta M}{W},$$

$$\Delta M = \frac{\Delta P}{4}(L_o - L_i), \quad (7.8)$$

$$W = \frac{\pi}{32d_o}(d_o^4 - d_i^4),$$

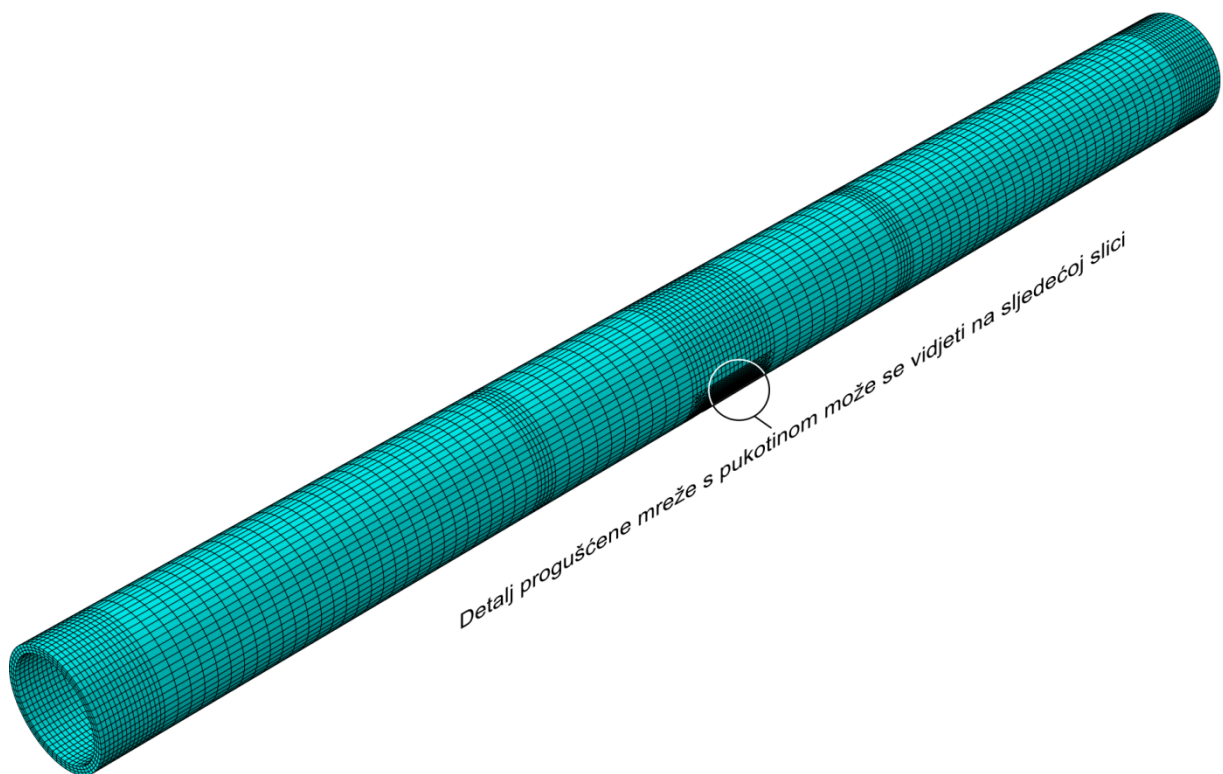
gdje je

$\Delta P = 180\,000\text{ N}$	- razlika opterećenja prema odnosu $R=0,1$,
$L_o = 2\,500\text{ mm}$	- vanjski krak opterećenja,
$L_i = 880\text{ mm}$	- unutarnji krak opterećenja,
$d_o = 219\text{ mm}$	- vanjski promjer cijevi,
$d_i = 188,8\text{ mm}$	- unutarnji promjer cijevi,
Y	- faktor oblika [78] (ovisan o tipu zarez, obliku komponente i tipu opterećenja).

Da bi se, pomoću Paris-ovog zakona, odredio broj ciklusa potreban za rast pukotine od početne veličine do veličine od 80 % debljine stijenke, potrebno je izračunati broj ciklusa potreban za inkrementalni prirast pukotine te zatim provesti zbrajanje inkremenata. Na slici 5.14 prikazana je ovisnost rasta pukotine o broju ciklusa određena eksperimentalno, analitički i numerički. Sa spomenute slike može se vidjeti dobro podudaranje rezultata s eksperimentalnim rezultatima. Kako je već objašnjeno, analitički rezultati dani su do veličine pukotine od 80 %, iz razloga što se analitičkim metodama ne može dovoljno točno odrediti

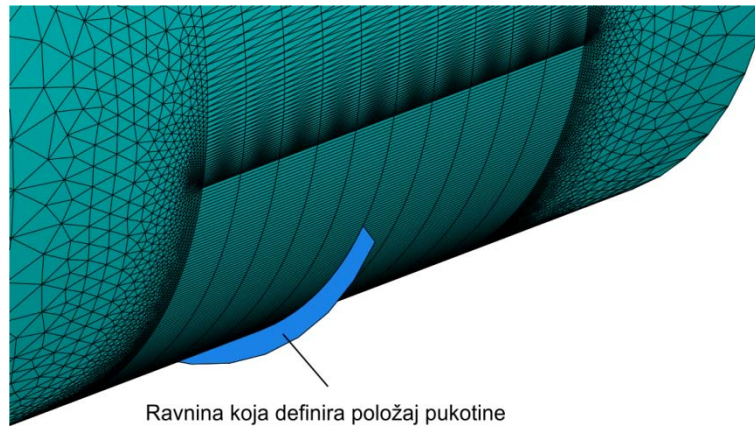
koeficijent intenzivnosti naprezanja za veće pukotine. Također se i prilikom korištenja numeričke metode, inkrementirao rast pukotine do veličine od 80 % debljine stijenke.

Premda je model simetričan i može se provesti analiza samo jedne četvrtine modela, bilo je potrebno modelirati kompletnu geometriju cijevi iz razloga što X-FEM u komercijalnom programskom paketu ABAQUS ne može obuhvatiti uvjete simetrije. Rubni uvjeti su definirani slično kao kod određivanja broja ciklusa do nastanka pukotine, bez uvjeta simetrije, a opterećenja su u ovom slučaju četiri puta veća. U komercijalnom programskom paketu ABAQUS, moguće je provesti X-FEM analizu samo s elementima prvog reda. Tako da su u ovom primjeru korišteni konačni elementi tipa C3D8I za gustu mrežu oko pukotine i za rijetku mrežu na ostatku cijevi, dok je za prijelaz s guste na rijetku mrežu korišten element tipa C3D4. Na slici 5.12 može se vidjeti izgled korištene mreže za analiziranje rasta pukotine. Korištena mreža ima 748 064 elementa i 273 777 čvora.

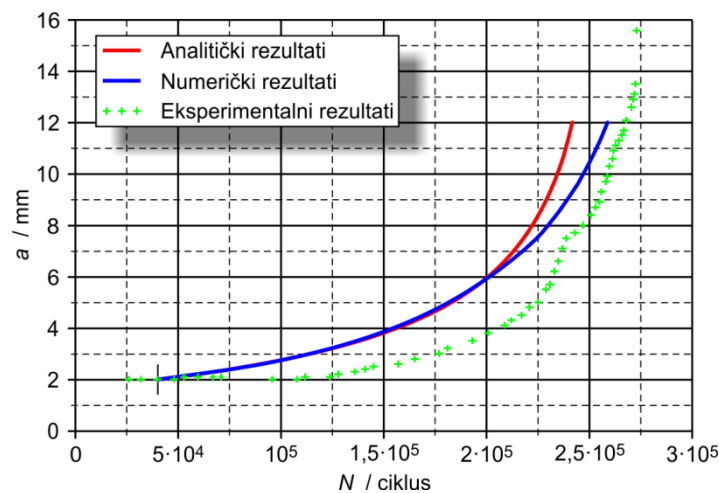


Slika 5.12 Mreža konačnih elemenata korištena za X-FEM analizu

Na slici 5.13 dan je detalj progušćene mreže u okolini pukotine, kao i ploha koja definira položaj i oblik pukotine. Veličina pukotine povećavana je u radijalnom smjeru cilindra i to na način da se povećavala ploha za 0,5 mm po analizi. Ovakav inkrement primijenjen je i kod analitičkog rješavanja problema.



Slika 5.13 Detalj progušćene mreže u okolini pukotine i ravnine koja definira položaj pukotine



Slika 5.14 Usporedba eksperimentalnih vrijednosti rasta pukotine s numeričkim i analitičkim vrijednostima

Konačni rezultati, kao i usporedba s eksperimentalnim rezultatima dani su na slici 5.14. Sa spomenute slike može se vidjeti odlično poklapanje analitičkih i numeričkih rezultata do 200 000 ciklusa, nakon čega se pojavljuje razlika. Ova razlika može se objasniti neznatnim odstupanjem između analitički i numerički određenog koeficijenta intenzivnosti napreznja. Tako određeni koeficijenti u ovom području daju razlike broja ciklusa, čiji je odnos prema broju ciklusa, potreban za prirast pukotine, daleko veći nego što je to slučaj u području do 200 000 ciklusa. Usporedbom analitičkih i numeričkih rezultata može se uočiti dobro poklapanje vrijednosti, s tim da se numerički određena broj ciklusa rasta pukotine bolje približavaju eksperimentalnim vrijednostima. Može se uočiti i da je numerički određen broj ciklusa rasta pukotine nešto manji u odnosu na eksperimentalno određen. Kako je ovakav broj ciklusa na strani sigurnosti, numeričkim metodama predvidjeti će se manji broj ciklusa do sloma konstrukcije nego što će to biti u realnim uvjetima. Može se zaključiti da je metoda

primjerena za uporabu prilikom simuliranja broja ciklusa do nastanka i rasta pukotine do kritične veličine.

Radni vijek kućišta ventila s obzirom na zamor materijala

Metode kojima se opisuju nastanak i rast pukotine, opisane u prethodnim poglavljima, bit će primijenjene na kućišta ventila DN50 i DN100 s različitim debljinama stijenki. Oba kućišta ventila su opterećena unutarnjim tlakom. U prvom dijelu istraživanja, za spomenuta kućišta, provedeno je određivanje dopuštenog unutarnjeg tlaka prema normi EN 12516-2, kao i određivanje tlaka tečenja.

Zatim su istraživana kućišta bez greški u materijalu uz pretpostavku najmanje površinske hrapavosti koja se može postići postupkom lijevanja u pijesku ($Ra \approx 40 \mu\text{m}$), a u cilju određivanja mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine. Na tako određenom mjestu modelirana je pukotina, te je simuliran rast pukotine do kritične duljine. Isto tako provedene su analize kućišta ventila koje sadrže početnu grešku u materijalu da bi se odredila ovisnost radnog vijeka o veličini greške.

Iz razloga što se kućišta ventila proračunavaju na radni vijek od 100 000 sati te zbog toga što se primjenjuju u sporim procesima gdje jedan puni ciklus traje oko 2 minute, u ovom radu će se pretpostaviti da jedno kućište ventila treba izdržati oko 3 000 000 ciklusa.

6.1 Proračun stijenke kućišta ventila prema normi EN 12516-2

U inženjerskoj praksi debljinu stijenke kućišta ventila nije moguće direktno odrediti nego je potrebno pretpostaviti debljinu stijenke, a zatim se korištenjem norme [3] provjerava je li takva debljina zadovoljava zadane radne uvijete. Prema spomenutoj normi provjera se vrši na način da se odrede površine kućišta ventila koje su opterećene tlakom, te se usporede s površinama koje se suprotstavljaju tlaku (slika 6.1).

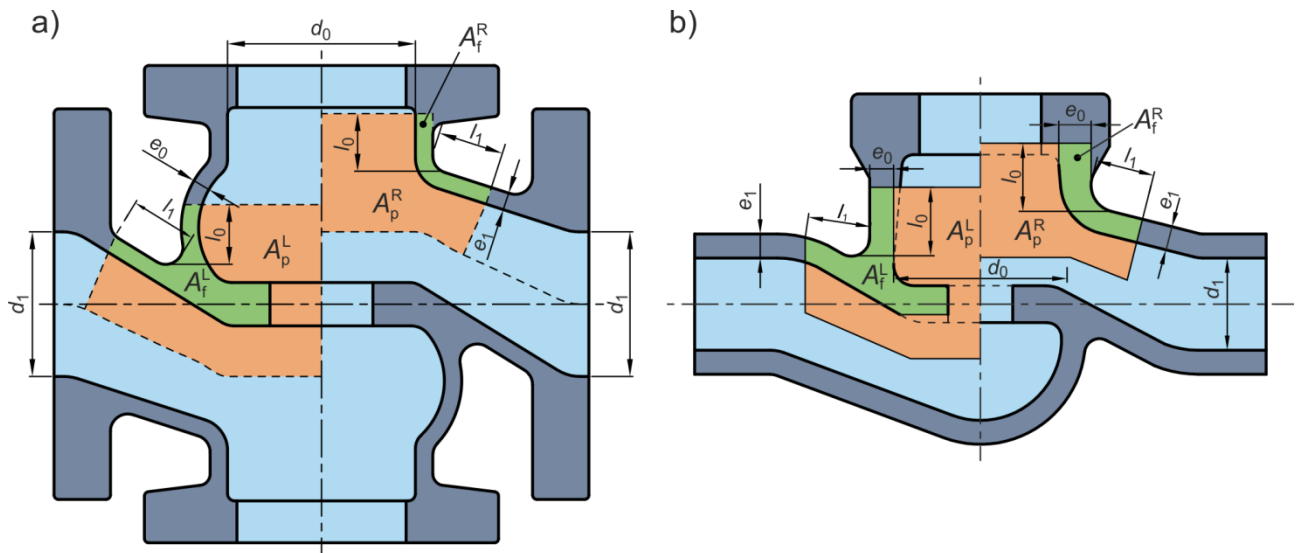
Da bi bilo moguće provesti proračun prema normi [3], potrebno je odrediti relevantne površine razmatranog kućišta ventila, korištenjem sljedećih izraza:

$$l_0 = \sqrt{(d_0 - e_0) \cdot e_0},$$

$$l_1 = 1,25 \cdot \sqrt{(d_1 - e_1) \cdot e_1},$$
(8.1.)

gdje su

$l_0, d_0, e_0, l_1, d_1, e_1$ - dimenzije kućišta ventila prema slici 6.1.



Slika 6.1 Princip izjednačavanja površina prema EN 12516-2: a) kućište DN100, b) kućište DN50

Dopušteni tlak u kućištu ventila može se izračunati prema izrazu:

$$p \leq \frac{f}{\left[\frac{A_p}{k_c \cdot A_f} + \frac{1}{2} \right]},$$
(8.2.)

gdje je

$$f = \frac{R_c}{1,9}$$

- dopušteno naprezanje materijala kućišta ventila,

A_p, A_f - grafički određene površine,

$k_c = 1$ - za kućišta bez zavora.

Razmatrana su dva tipa kućišta ventila, DN50 PN160 i DN100 PN40. U dane su vrijednosti dopuštenih opterećenja određenih prema normi EN 12516-2

Tablica 6.1 Dopušteno opterećenje kućišta ventila u ovisnosti o debljini stijenke, izraženo u MPa

Debljina stijenke / mm		4	7	10	13	16
DN50	Lijeva strana	26,4	30,9	35,2	39,7	44,0
	Desna strana	7,9	14,3	22,3	30,0	37,5
DN100	Lijeva strana	25,4	25,3	25,8	28,2	30,8
	Desna strana	4,2	9,2	13,4	18,8	24,0

Prema tablici 6.1 može se uočiti da je desna strana kućišta ventila „slabija“ pa je i dopušteni tlak određen prema ovoj strani. U slučaju ventila DN50 PN160 kućište se računa s obzirom na tlak od 16 MPa (PN160, 160 bar) te se iz tablice 6.1 može uočiti da stijenka od 10 mm zadovoljava ovaj uvjet, dok je kod ventila DN100 PN40 to stijenka od 4 mm.

6.2 Određivanje dopuštenog tlaka

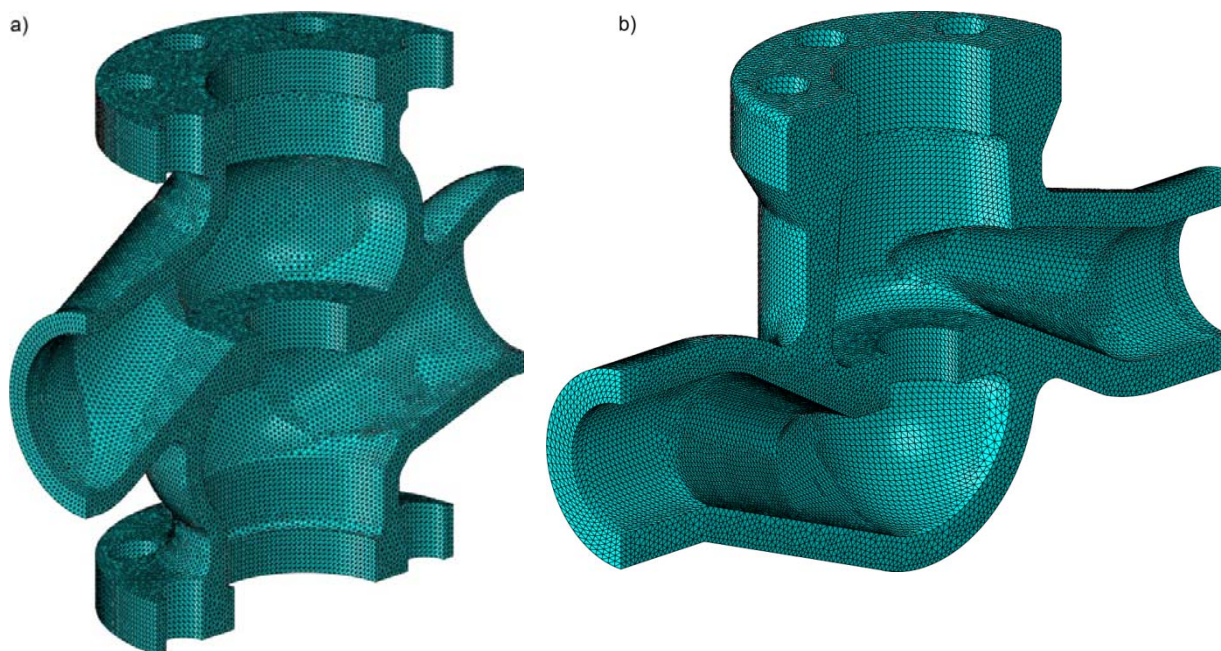
U cilju određivanja dopuštenog opterećenja komponenata tlačnih posuda prema metodi graničnog projektiranja [23] potrebno je odrediti opterećenje plastičnog kolapsa uslijed statičkog opterećenja. Određivanje tlakova plastičnog kolapsa provedeno je metodom konačnih elemenata primjenom programskog paketa *ABAQUS*. Nelinearno ponašanje materijala modelirano je primjenom inkrementalne plastičnosti s Von Misesovim kriterijem tečenja, asocijativnim zakonom tečenja i izotropnim očvršćenjem. U skladu sa simetrijom modelirane su polovine kućišta dok su za diskretizaciju modela primijenjeni modificirani tetraedarski element drugog reda C3D10M. Na slici 6.2 prikazan je općeniti izgled mreže, dok je u tablici 6.2 dan broj čvorova i elemenata koji su korišteni u analizama. Prilikom diskretizacije modela vodilo se računa da barem tri elementa opisuju debljinu stijenke kućišta ventila. Osim toga, simulirane su velike deformacije uključivanjem opcije *NLGEOM* u programskom paketu *ABAQUS*.

Rubni uvjeti (slika 6.3) definirani su na način da je svim čvorovima u ravnini simetrije spriječen pomak u smjeru okomito na tu ravninu, a čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen je pomak u cirkularnom smjeru. Opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohama modela konačnih elemenata. Utjecaj tlaka na središnje prirubnice simuliran je kao površinsko opterećenje (eng. *surface traction*) i dodijeljen je navojnim provrtima u smjeru okomitom na te prirubnice.

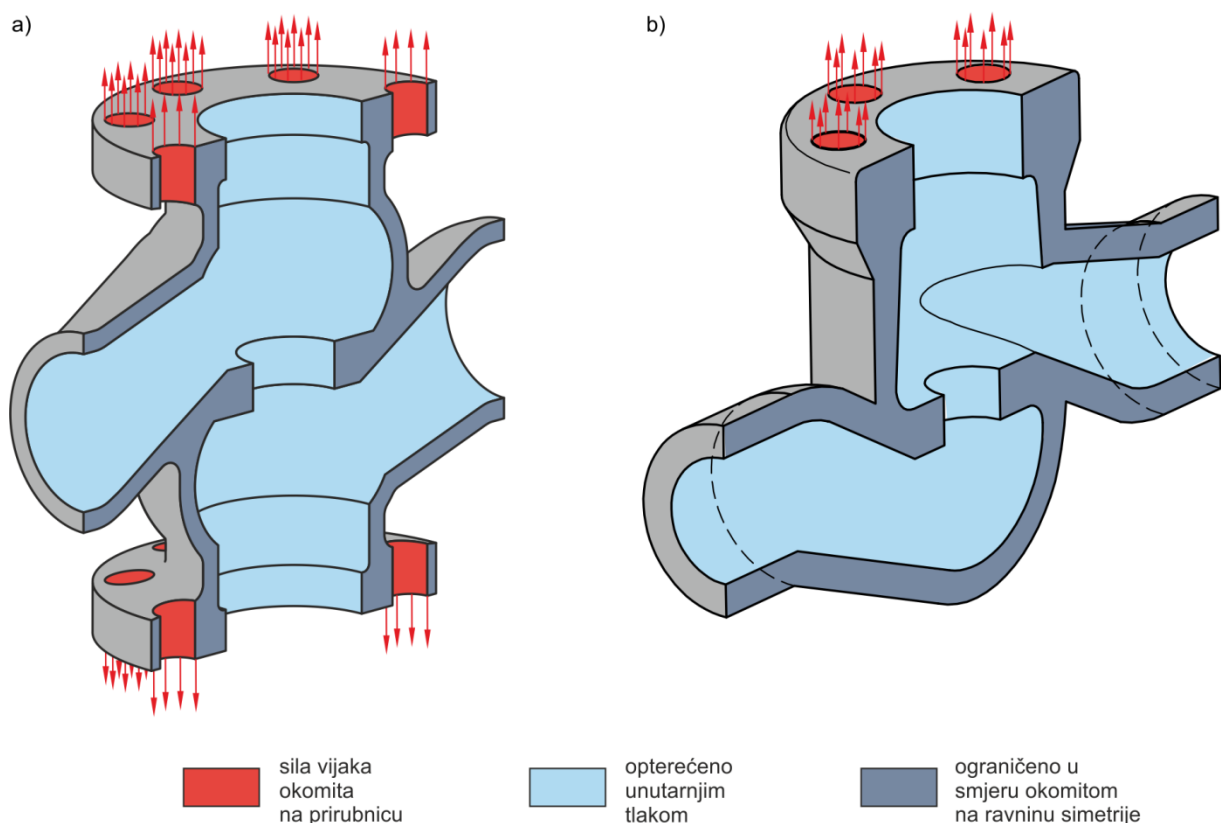
Debljina stijenke / mm		4	7	10	13	16
DN50	Broj čvorova	660 037	657 932	795 203	637 656	585 419
	Broj elemenata	438 730	448 967	549 837	434 026	406 826
DN100	Broj čvorova	788 865	835 561	749 044	738 658	761 995
	Broj elemenata	524 544	561 557	506 332	502 212	517 989

Na osnovu rezultata dobivenih provedenim numeričkim analizama, određeno je kritično mjesto na kućištu ventila. Pod pojmom kritično mjesto podrazumijeva se ono područje na kojem je vrijednost ekvivalentnog naprezanja materijala, određenog prema energetske teoriji

čvrstoće, dostiglo vrijednost naprezanja tečenja za čelični ljev GP240GH kroz cijelu debljinu stijenke (slika 6.4).



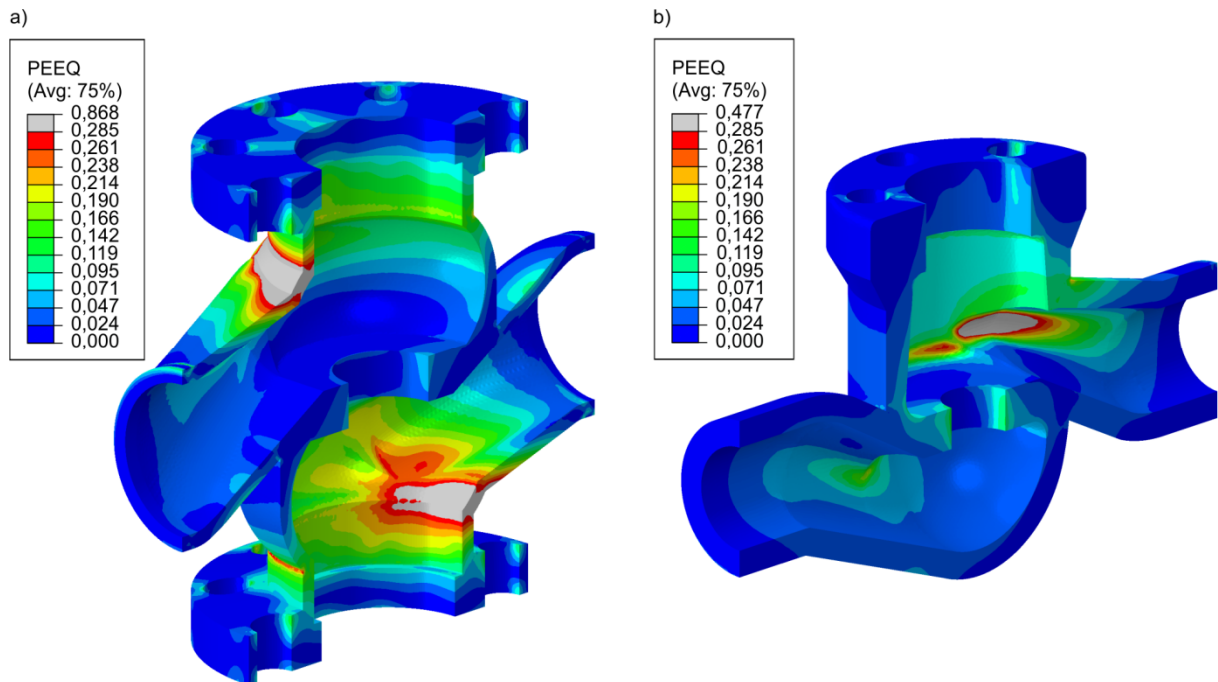
Slika 6.2 Izgled tipične mreže za kućište ventila: a) DN100 i b) DN50



Slika 6.3 Rubni uvjeti dodijeljeni kućištu ventila: a) DN100 i b) DN50

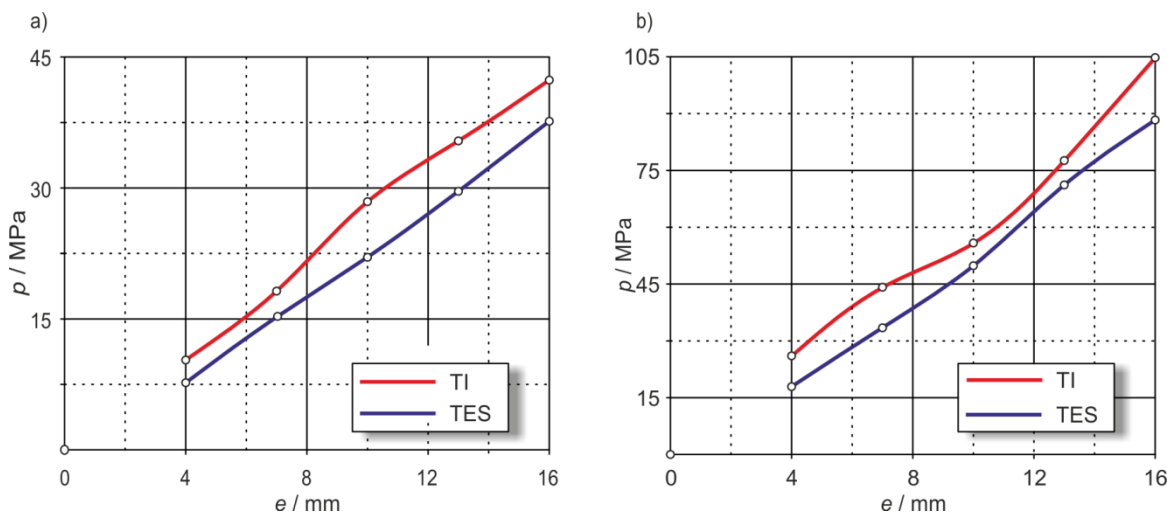
S kritične lokacije je očitana ovisnost deformacije o unutarnjem tlaku na osnovu koje je nacrtan dijagram tlak-deformacija. Iz ovog dijagrama te pomoću metode dvostrukog

elastičnog nagiba (TES, slika 0.12a) i metode sjecišta tangenti (TI, slika 0.12b) određeni su tlakovi plastičnog kolapsa.



Slika 6.4 Prikaz lokacije prolaska plastične zone kroz kompletnu debljinu stijenke za: a) DN100 i b) DN50

Na slici 6.5 prikazana je ovisnost tlakova plastičnog kolapsa u odnosu na debljinu stijenke kućišta ventila. Uočava se da su, za obadva tipa kućišta ventila, tlakovi plastičnog kolapsa određeni metodom dvostrukog elastičnog nagiba nešto niži u odnosu na tlakove određene metodom sjecišta tangenti. Stoga su za određivanje dopuštenih tlakova (izraz (3.52.)) korištene vrijednosti tlakova plastičnog kolapsa određene TES metodom.



Slika 6.5 Tlak plastičnog kolapsa u ovisnosti o debljini stijenke za kućišta ventila: a) DN100 i b) DN50

Vrijednosti dopuštenih tlakova u ovisnosti o debljini stijenke prikazane su u tablici 6.3 za obadva tipa kućišta ventila. Usporedbom ove tablice s tablicom 6.1 uočava se dosta dobro

poklapanje vrijednosti dopuštenih tlakova s vrijednostima određenim pomoću norme [3] za slučaj kućišta DN100, dočim kod kućišta DN50 ovo nije slučaj. Pogledom na sliku 6.4a uočava se da je kod kućišta DN100 kritična lokacija (lokacija gdje je plastična zona prošla kroz kompletnu stijenku, siva zona) smještena u ravnini simetrije, dok se kod kućišta DN50 kritična zona ne nalazi u ovoj ravnini (slika 6.4b). Kako se u ravnini simetrije, prema normi EN 12516-2, provodi proračun kućišta ventila, dok su vrijednosti deformacije za određivanje tlaka plastičnog kolapsa očitavane s kritične lokacije dolazi se do zaključka da je ovo razlog nepodudaranja dopuštenog tlaka za kućište DN50. Iz ovoga se može zaključiti da se ne mogu dovoljno točno odrediti debljine stijenke kućišta ventila korištenjem proračuna prema normi EN 12516-2.

Tablica 6.3 Dopušteni tlak za kućišta ventila u MPa

Debljina stijenke / mm	4	7	10	13	16
DN 50	11,2	22,3	33,2	47,5	58,9
DN100	5,1	10,2	14,7	19,7	25,1

6.3 Određivanje tlaka plastičnog tečenja

Da bi se odredilo je li kućište ventila spremno za uporabu potrebno je provjeriti može li podnijeti sva opterećenja koja mu se nameću tijekom uporabe. Za procjenu cjelovitosti (integriteta) kućišta koje sadrži pukotinu, može se koristiti FAD dijagram za čiju konstrukciju je potrebno poznavati tlak plastičnog tečenja (p_Y) za svaku debljinu stijenke koja se razmatra.

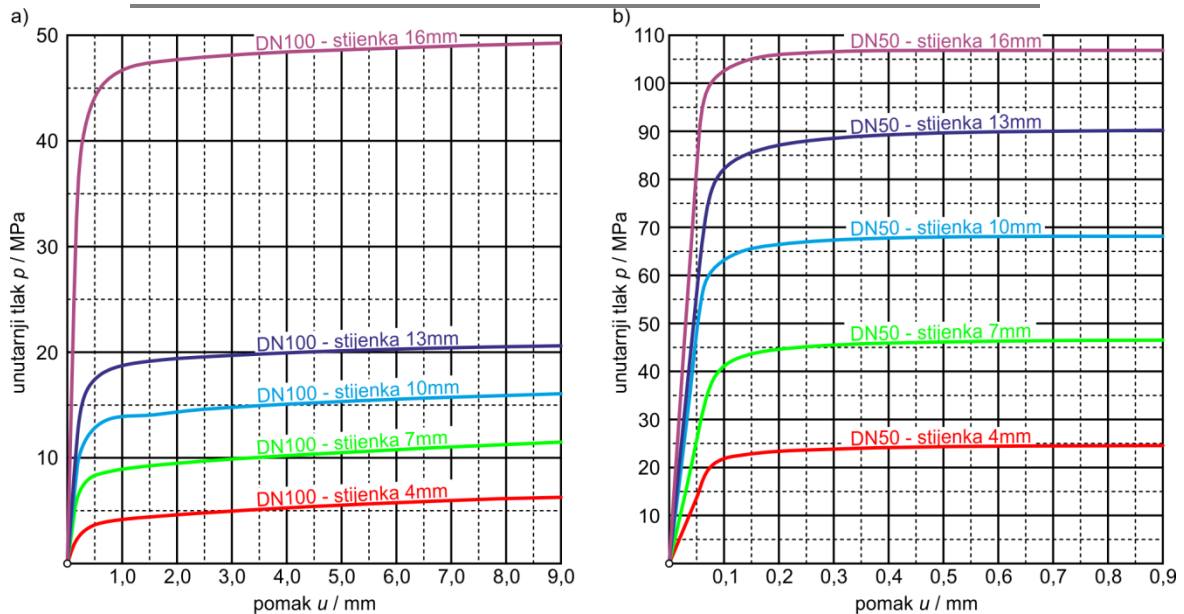
Određivanje tlakova plastičnog tečenje provedeno je metodom konačnih elemenata primjenom programskog paketa *ABAQUS* uz korištenje elastično-idealno plastičnog materijalnog modela. Ovakav tip materijalnog modela simulira se modeliranjem elastičnog materijala do granice tečenja, a nakon toga modeliranjem idealne plastičnosti. U skladu sa simetrijom modelirane su polovine kućišta dok su za diskretizaciju modela primijenjeni modificirani tetraedarski element drugog reda C3D10M. Na slici 6.1 prikazan je općeniti izgled mreže, dok je u tablici 6.2 dan broj čvorova i elemenata koji su korišteni u analizama. Prilikom diskretizacije modela vodilo se računa da barem tri elementa opisuju debljinu stijenke kućišta ventila. Osim toga, simulirane su velike deformacije uključivanjem opcije *NLGEOM* u programskom paketu *ABAQUS*.

Na osnovu numeričkih rezultata, dobivenih na kritičnim mjestima (poglavlje 6.2), moguće je prikazati dijagrame opterećenje-pomak (slika 6.6), dok je tlak plastičnog tečenja određen kao najviša točka na tim dijagramima (tablica 6.4).

Tablica 6.4 Tlakovi plastičnog tečenja u ovisnosti o debljine stijenke, izraženo u MPa

Debljina stijenke / mm	4	7	10	13	16

DN50	24,5	46,5	68,1	90,8	107,0
DN100	6,3	12,0	16,7	20,7	49,8



Slika 6.6 Ovisnost pomaka u odnosu na unutarnji tlak za: a) kućište DN100 i b) kućište DN50

6.4 Nastanak i rast pukotine na kućištu bez greške

6.4.1 Nastanak pukotine na kućištu ventila

Draperova metoda, opisana u poglavlju 2.6.2, primijenjena je na kućištima ventila za koja se pretpostavlja da ne sadrže greške u materijalu, a u cilju određivanja mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine. Da bi se mogla spomenuta metoda provesti na kućištima potrebno je poznavati povijest stanja naprezanja. Korištenjem programskog paketa *ABAQUS* određuje se stanje naprezanja za svaki čvor na slobodnoj površini uz primjenu numeričkih modela kao u poglavlju 0. Nakon obavljenih numeričkih analiza, rezultati su učitani u programski paket *FE-SAFE* pomoću kojeg se određuje čvor s najmanjim brojem ciklusa do nastanka pukotine. Kako se kućišta ventila izrađuju postupkom lijevanja u pijesku ($Ra \approx 40 \mu\text{m}$) od materijala GP240GH, čija je vlačna čvrstoća 530 MPa, može se uzeti da faktor hrapavosti površine iznosi $K_{\text{sur}} = 1,278$. Podaci o materijalu nužni za izračun mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine prikazani su u tablici 3.3.

Tablica 6.5 Broj čvorova i elemenata primijenjeni za određivanja mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine

Debljina stijenke / mm		4	7	10	13	16
DN50	Broj čvorova	1 482 202	1 383 438	1 570 360	1 479 356	1 513 523
	Broj elemenata	991 444	946 124	1 089 832	1 029 618	1 053 148
DN100	Broj čvorova	1 494 405	1 516 152	1 405 696	1 491 541	1 531 718
	Broj elemenata	1 004 067	1 022 388	969 377	1 024 555	1 059 396

Analizirana su dva tipa kućišta ventila DN50 PN160 i DN100 PN40 ciklički opterećena unutarnjim tlakom od 16 MPa (160 bar) odnosno 4 MPa (40 bar) uz odnos opterećenja $R=0,1$. Određivanje mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine provedeno je na spomenutim tipovima kućišta uz modeliranje debljina stijenki od 4,7,10,13 i 16 mm. U skladu sa simetrijom modelirane su polovine kućišta dok su za diskretizaciju modela primijenjeni modificirani tetraedarski element drugog reda C3D10M (slika 6.2 i tablica 6.1). Prilikom diskretizacije modela vodilo se računa da se dobiju barem tri elementa po debljini stijenke kućišta ventila.

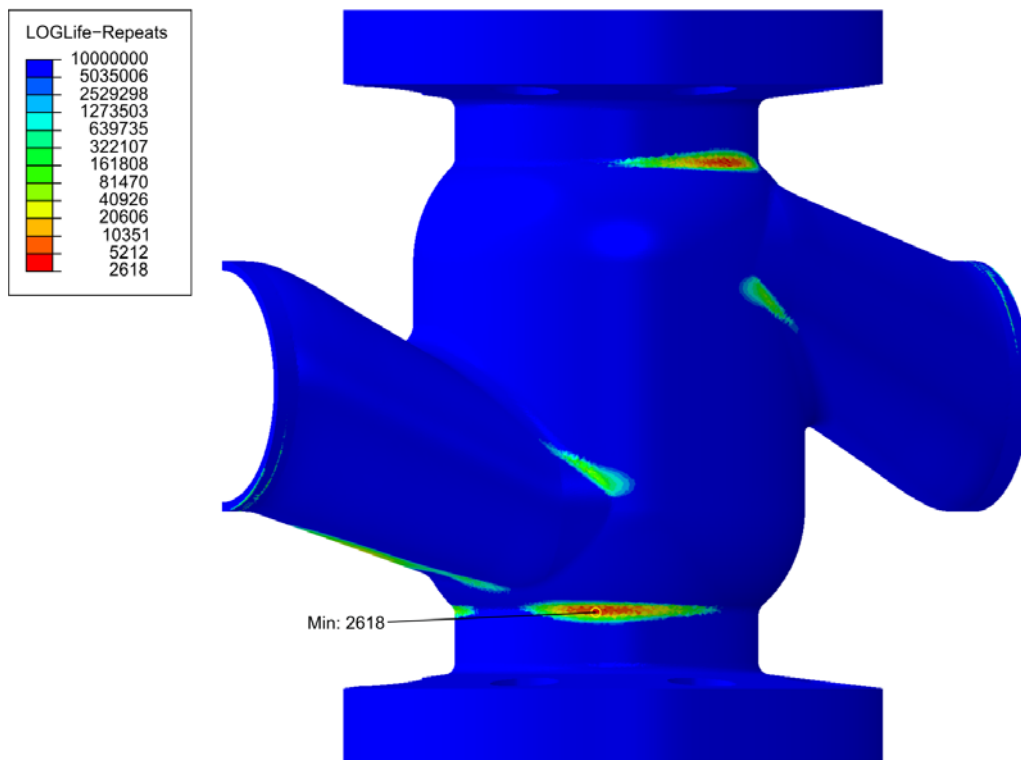
Za potrebe određivanja mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine modelu su dodijeljeni rubni uvjeti na isti način kao u poglavlju 6.2, (slika 6.3). Svim čvorovima u ravnini simetrije spriječen je pomak u smjeru okomitom na tu ravninu, dok je čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen pomak u cirkularnom smjeru. Opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohama modela konačnih elemenata. Utjecaj tlaka na središnje prirubnice simuliran je kao površinsko opterećenje i dodijeljen je navojnim provrtima u smjeru okomitom na te prirubnice.

Analizirani su tipovi kućišta ventila DN100 i DN50 s pet različitih debljina stijenki (4, 7, 10, 13 i 16 mm). Za kućišta ventila DN100, analize su pokazale da će pukotina nastati samo kod debljine stijenke od 4 mm (slika 6.1), dok kod ostalih debljina neće doći do nastanka pukotine za dodijeljeno opterećenje (tablica 6.6).

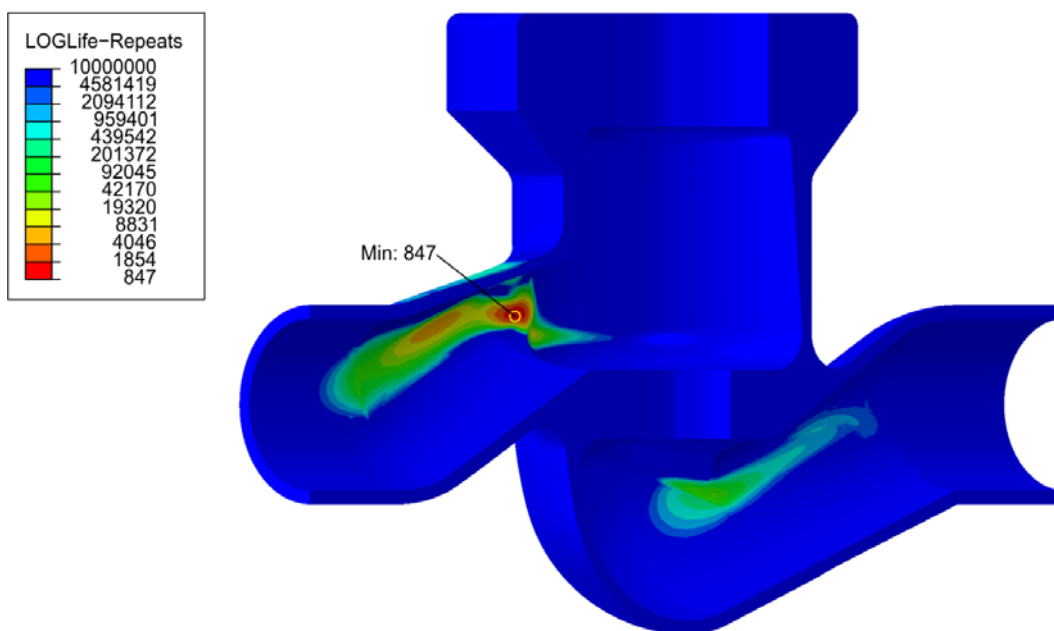
Za kućište DN50, provedene analize upućuju na to da će do nastanka pukotine doći na stijenkama 4, 7 i 10 mm (tablica 6.6), za navedeno opterećenje od 16 MPa i to uvijek na istom području (slika 6.8). Naspram tome, kod debljina stijenki od 13 i 16 mm uopće neće doći do nastanka pukotine.

Tablica 6.6 Broj ciklusa do nastanka pukotine na kućištima DN100 i DN50

Debljina stijenke / mm	4	7	10	13	16
DN100	2 618	-	-	-	-
DN50	847	18 718	1 051 047	-	-



Slika 6.7 Mjesto nastanka pukotine na kućištu ventila DN100 – 4 mm debljine stijenke



Slika 6.8 Mjesto nastanka pukotine na kućištu ventila DN50 – 4 mm debljine stijenke

6.4.2 Rast nastale pukotine do kritične duljine

Nakon provedenih analiza pri kojima je određeno mjesto i broj ciklusa do nastanka pukotine, provedene su i analize rasta pukotine do kritične duljine. Pod pojmom kritična duljina pukotine smatra se ona duljina pukotine za koju je koeficijent intenzivnosti naprezanja veći od kritičnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja za čelični lijev, odnosno kad je pukotina prošla kroz cijelu debljinu stijenke kućišta ventila.

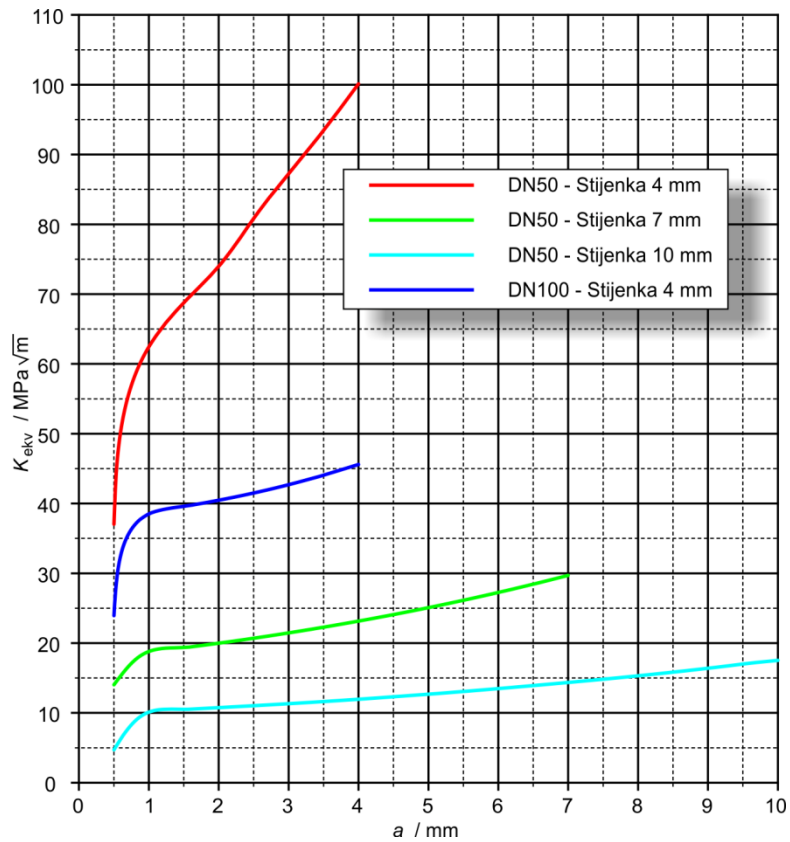
Nakon nastanka pukotine, kućište ventila više nije simetrično u odnosu na vertikalnu ravninu, pa je neophodno modelirati kompletno kućište ventila. Za potrebe dodatnog proglašavanja mreže, u područjima nastanka pukotine (slike 6.7 i 6.8), modelirane su dodatne particije kućišta ventila koje su diskretizirane heksaedarskim elementima prvog reda C3D8. Ostatak kućišta ventila diskretiziran je tetraedarskim elementima prvog reda C3D4. Korišteni su elementi prvog reda iz razloga što programski paket *ABAQUS* trenutno ne podržava primjenu X-FEM-a na elementima drugog reda. Opravdanost korištenja elemenata prvog reda na složenim konstrukcijama prikazana je u poglavlju 5.1.2).

Modelima su dodijeljeni rubni uvjeti na sličan način kao što je opisano u poglavlju 6.2, (slika 6.3). Svim čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen je pomak u cirkularnom smjeru, a opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohamo modela konačnih elemenata. Utjecaj tlaka na središnje prirubnice simuliran je kao površinsko opterećenje i dodijeljen je navojnim provrtima u smjeru okomitom na te prirubnice.

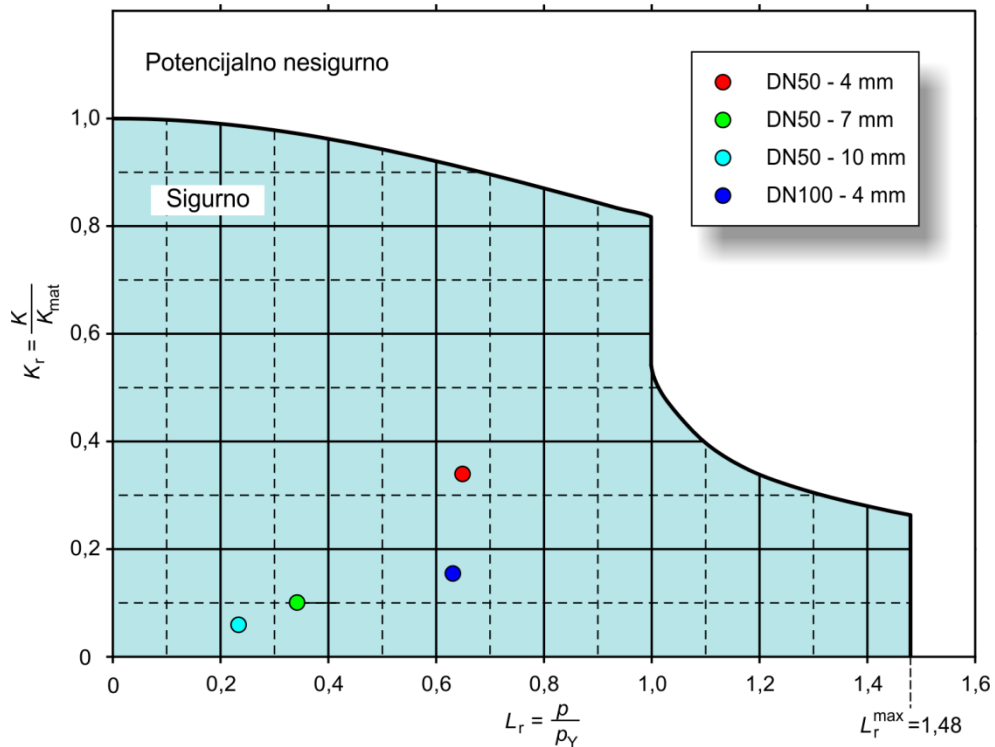
Rast pukotine simuliran je povećavanjem plohe kojom je definiran položaj i veličina pukotine (poglavljje 5.2) s inkrementom od 0,5 mm. Za svaki inkrement prirasta pukotine određeni su koeficijenti intenzivnosti naprezanja te je na osnovu njih izračunat ekvivalentni koeficijent intenzivnosti prema izrazu (3.38.). Pukotina se produljuje sve dok ne prođe kroz kompletnu stijenku kućišta ventila. Na opisani način dobiva se ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja o duljini pukotine što je prikazano na slici 6.9. Sa spomenute slike može se vidjeti da, ni kod jedne pukotine, koeficijent intenzivnosti naprezanja nije dosegao kritičnu vrijednost koja za navedeni materijal iznosi $293 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Korištenjem vrijednosti tlakova tečenja iz tablice 6.4, u sprezi sa zadanim cikličnim opterećenjem kućišta ventila, koje ima maksimalnu vrijednost od 4 MPa kod kućišta DN100 PN40, odnosno 16 MPa kod kućišta DN50 PN160, možemo predočiti svaku kritičnu pukotinu u FAD - dijagramu, slika 6.10. Na osnovu spomenutih položaja u FAD-dijagramu, može se

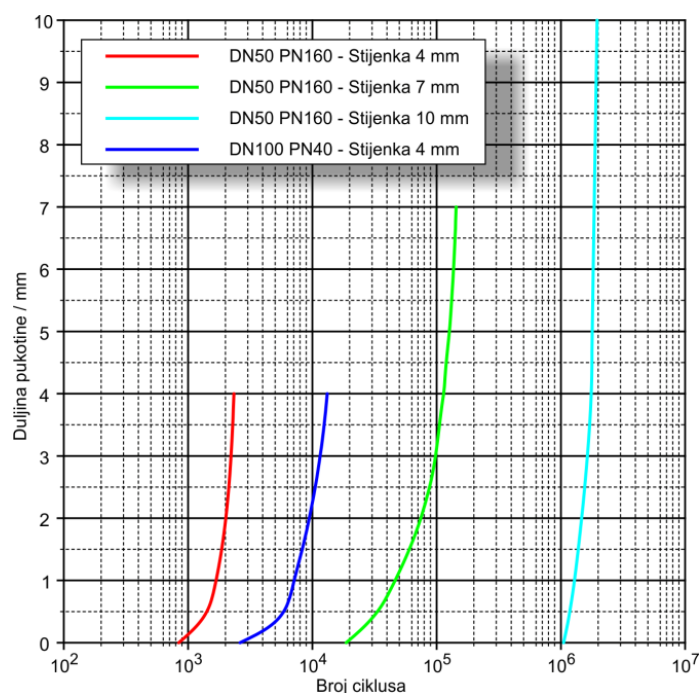
zaključiti da neće doći, ni kod jedne pukotine, do krhkog loma nego da će se pojaviti slučaj propuštanja prije loma (eng. *Leak Before Break*, LBB).



Slika 6.9 Ovisnost ekvivalentnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja o duljini pukotine



Slika 6.10 Položaj kritičnih pukotina u FAD-dijagramu



Slika 6.11 Ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa na kritičnoj lokaciji

Korištenjem podataka o materijalu (tablica 3.4) i uvrštavanjem vrijednosti ekvivalentnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja te provođenjem numeričke integracije izraza (3.37.) izračunava se broj ciklusa od nastanka do kritične duljine na način da je:

$$\int_0^{N_p} dN = \frac{1}{C} \int_0^{a_c} \frac{da}{[\Delta K_{eq}(a)]^m}. \quad (8.3.)$$

Promjena duljine pukotine u ovisnosti o broju ciklusa prikazana je na slici 6.11.

Broj ciklusa potreban za rast pukotine, od nastanka do prolaska kroz kompletnu stijenkku kućišta ventila DN100 s debljinom stijenske 4 mm, iznosi $10,8 \times 10^3$ ciklusa, kod ventila DN50 sa stijenkkom od 4 mm iznosi $1,8 \times 10^3$ ciklusa. Kod kućišta DN50 sa stijenkkom od 7 mm ovaj rast iznosi $1,2 \times 10^5$ ciklusa, dok kod kućišta DN50 i stijenkkom od 10 mm rast iznosi $8,5 \times 10^5$ ciklusa.

Prema provedenim analizama za navedena opterećenja, može se zaključiti da kućišta ventila s debljinama stijenki koja su dostatna prema normi EN 12516-2 neće zadovoljiti traženi radni vijek od 3 000 000 ciklusa. Kućište ventila DN100 s debljinom stijenske od 4 mm podnijet će $1,3 \times 10^4$ ciklusa, dok će kućište DN50 s debljinom od 10 mm podnijeti $1,9 \times 10^6$ ciklusa.

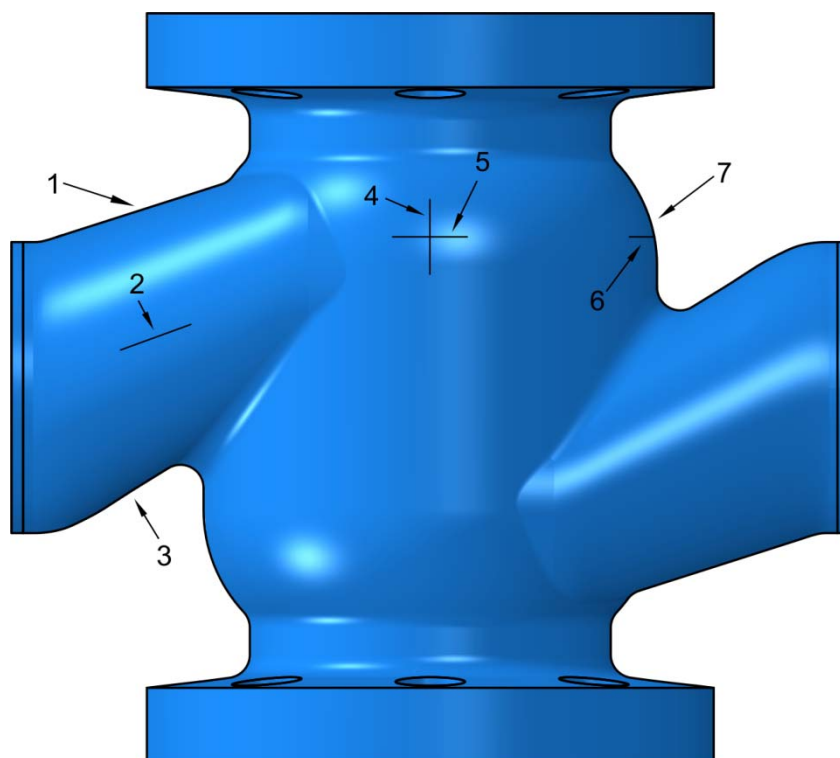
6.5 Rast pukotine na kućištu koje sadrži grešku

U prethodnom poglavlju analizirana su kućišta ventila koja nisu sadržavala greške, nego se razmatrao nastanak pukotine, a zatim i rast nastale pukotine do kritične duljine. U ovom

poglavljju analizirat će se ostala značajnija područja kućišta ventila, a u cilju pronalaženja mjesta na kojem će pukotina imati najbrži rast. Za potrebe definiranja mjesta najbržeg rasta pukotine provedene su analize na kućištima ventila na kojima je u prethodnom poglavljju proučavan rast. Za troputo kućište DN100 analizirati će se debljina stijenke od 4 mm, dok će za prolazno kućište DN50 bit analizirana debljina stijenke od 10 mm. Ove debljine stijenki odabrane su iz razloga što je kod njih došlo do nastanka pukotine, a zatim je proveden i rast pukotine do kritične duljine. Stoga, bit će moguće usporediti brojeve ciklusa potrebnih za rast do kritične duljine na mjestima nastanka pukotine s brojevima ciklusa potrebnih za rast hipotetskih pukotina.

6.5.1 Rast hipotetskih pukotine na kućištu ventila DN100

Promatrana su naprezanja kućišta ventila bez greške u materijalu kao i geometrija istih, te su na osnovu tih promatranja definirana mjesta na kojima je modelirana hipotetska pukotina. Na slici 6.12 može se uočiti da su pukotine modelirane samo na gornjem dijelu kućišta i to iz razloga što je donji dio kućišta u principu gornji dio rotiran oko poprečne centralne osi kućišta te je i raspodjela naprezanja na ovom dijelu jednak gornjem dijelu.



Slika 6.12 Položaj hipotetskih pukotina na kućištu ventila DN100

Na ovom tipu kućišta modelirano je ukupno 7 pukotina koje su uglavnom okrenute u lokalnom uzdužnom smjeru. Pukotine na mjestu 4 i 6 orijentirane su u lokalnom poprečnom

smjeru iz razloga što nije bilo očigledno koja orijentacija će dovesti do najbržeg rasta pukotine.

Kao i u prethodnom poglavlju i ovdje je neophodno modelirati kompletno kućište ventila. Za potrebe dodatnog prognošćavanja mreže, u područjima pukotine modelirane su dodatne particije kućišta ventila koje su diskretizirane heksaedarskim elementima prvog reda C3D8, dok je ostatak kućišta ventila diskretiziran tetraedarskim elementima prvog reda C3D4 (tablica 6.7).

Tablica 6.7 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju kućišta DN100

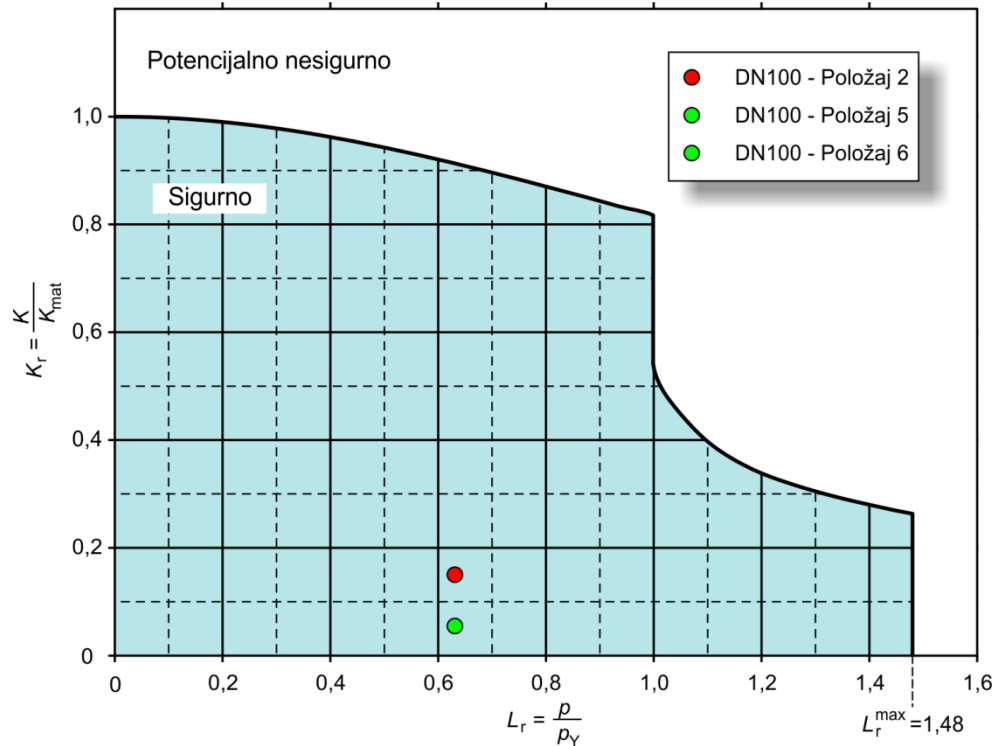
Položaj pukotine	C3D8	C3D4	Broj čvorova
1	64 946	1 697 720	424 384
2	69 468	1 533 280	399 571
3	60 632	1 319 170	347 732
4	89 335	1 779 915	469 880
5	68 530	1 562 685	405 210
6	68 552	1 345 099	362 370
7	68 140	1 561 932	404 039

Modelima su dodijeljeni rubni uvjeti na sličan način kao u poglavlju 6.2 (slika 6.3). Svim čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen je pomak u cirkularnom smjeru, a opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohama modela konačnih elemenata. Utjecaj tlaka na središnje prirubnice simuliran je kao površinsko opterećenje i dodijeljen je navojnim provrtima u smjeru okomitom na te prirubnice.

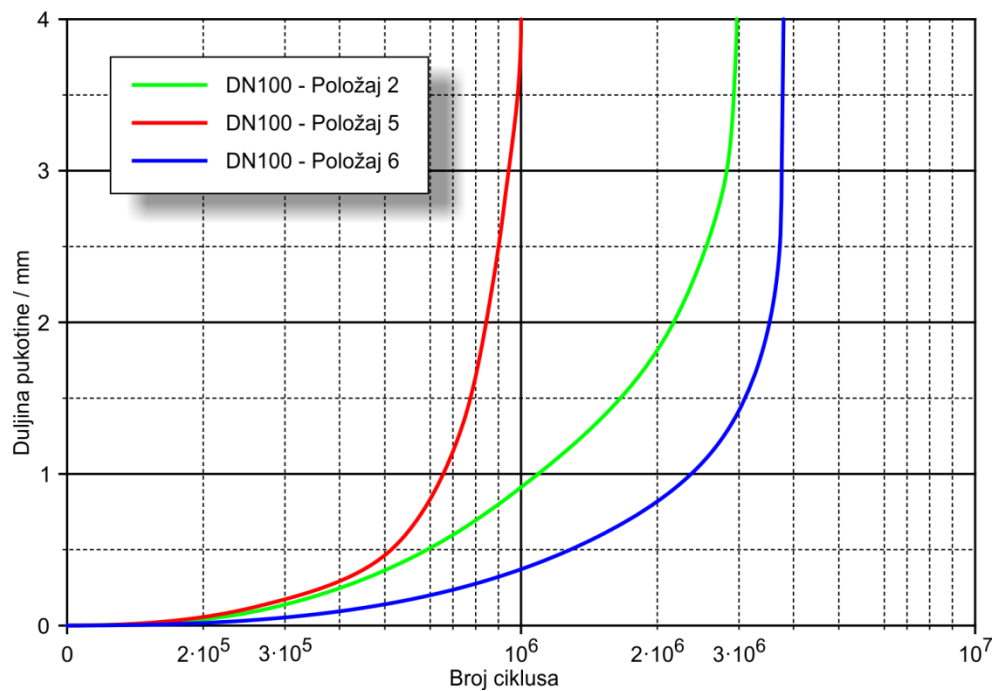
Kao i u prethodnom poglavlju, rast pukotine simuliran je povećavanjem plohe kojom je definiran položaj i veličina pukotine s inkrementom od 0,5 mm. Za svaki inkrement prirasta pukotine određeni su koeficijenti intenzivnosti naprezanja te na osnovu njih je izračunat ekvivalentni koeficijent intenzivnosti prema izrazu (3.38.). Pukotina je produljivana sve dok nije prošla kroz kompletnu stijenku kućišta ventila. Na takav način dobiva se ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja o duljini pukotine.

Pomoću vrijednosti tlakova tečenja iz tablice 6.4 i u sprezi sa zadanim cikličnim opterećenjem kućišta ventila, možemo predočiti svaku kritičnu pukotinu u FAD - dijagramu, što se može vidjeti na slici 6.10 i to za najbrže rastuće pukotine. Na osnovu položaja u FAD-dijagramu može se zaključiti da neće doći do krhkog loma ni kod jedne pukotine, nego da će se pojaviti slučaj propuštanja prije loma.

Provođenjem numeričke integracije prema izrazu (8.3.) uz korištenje podataka o materijalu (tablica 3.4) i uvrštavanjem vrijednosti ekvivalentnog koeficijenta intenzivnosti napreznja izračunava se broj ciklusa od početne do kritične duljine.



Slika 6.13 Položaj pukotina s najbržim rastom na kućištu DN100 u FAD-dijagramu



Slika 6.14 Ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa na kućištu DN100

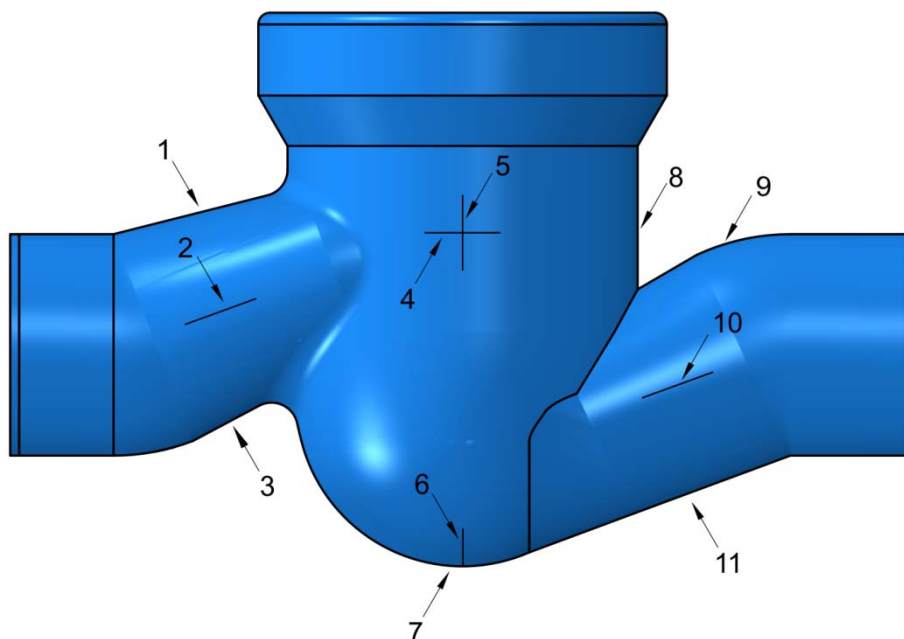
Na slici 6.14 prikazana je ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa samo za one pukotine koje su imale najbrži rast. Pukotine na ostalim mjestima su imale daleko veći broj ciklusa rasta pa nisu interesantne za ova razmatranja.

Promatranjem slike 6.14 uočava se da pukotina na mjestu 2 ima najbrži rast, ali je još uvijek daleko sporiji u usporedbi s rastom na kritičnom mjestu koji iznosi $1,3 \times 10^4$ ciklusa (slika 6.11). Na osnovu ovoga može se zaključiti da je, u cilju određivanja najveće greške koja se može nalaziti u stijenci kućišta ventila, a da kućište i dalje ima definirani radni vijek, dovoljno provesti razmatranje samo na mjestima gdje može doći do nastanka pukotine (slika 6.7).

6.5.2 Rast hipotetskih pukotina na kućištu ventila DN50

Kao i kod kućišta ventila DN10 i kod tipa DN50 se na osnovu naprezanja kućišta, za koje se pretpostavlja da ne sadrži greške u materijalu, kao i geometrije istih, definirana mjesta na kojima će biti modelirane hipotetske pukotine (slika 6.15).

Na ovom tipu kućišta modelirano je ukupno 10 pukotina i sve osim pukotina na mjestima 4, 6 i 7 su okrenute u lokalnom uzdužnom smjer.



Slika 6.15 Položaj hipotetskih pukotina na kućištu ventila DN50

Iz istog razloga kao u prethodnom poglavlju potrebno je modelirati kompletno kućište ventila, dok su za potrebe dodatnog proglašavanja mreže, u područjima pukotine modelirane particije kućišta. Ove particije su diskretizirane heksaedarskim elementima prvog reda C3D8, dok je ostatak kućišta ventila diskretiziran tetraedarskim elementima prvog reda C3D4 (tablica 6.8).

Modelima su dodijeljeni rubni uvjeti na sličan način kao u poglavlju 4.1.2.3, (slika 6.3). Svim čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen je pomak u cirkularnom smjeru, a opterećenje kućišta je unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na unutarnjim plohama. Utjecaj tlaka na središnju prirubnicu simuliran je kao površinsko opterećenje i dodijeljen je navojnim provrtima u smjeru okomitom na tu prirubnicu.

Tablica 6.8 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju kućišta DN50

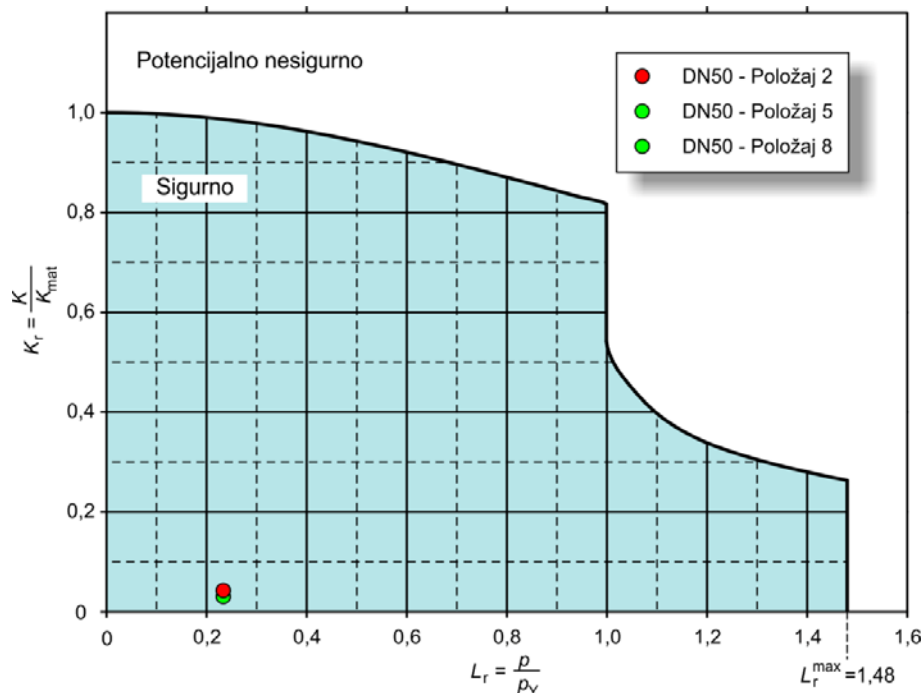
Položaj pukotine	C3D8	C3D4	Broj čvorova
1	41 600	1 077 984	250 757
2	45 360	1 667 237	357 573
3	48 140	824 559	211 503
4	54 400	945 524	239 566
5	54 400	823540	217 552
6	48 140	851 844	216 098
7	48 720	805 838	208 562
8	45 920	817 136	207 093
9	48 720	868 216	216 263
10	41 600	823 697	203 442

Rast pukotine simuliran je povećavanjem plohe kojom je definiran položaj i veličina pukotine s inkrementom od 0,5 mm. Za svaki inkrement prirasta pukotine određeni su koeficijenti intenzivnosti naprezanja te na osnovu njih je izračunat ekvivalentni koeficijent intenzivnosti prema izrazu (3.38.). Pukotina se produljuje sve dok ne prođe kroz kompletnu stijenkku kućišta ventila.

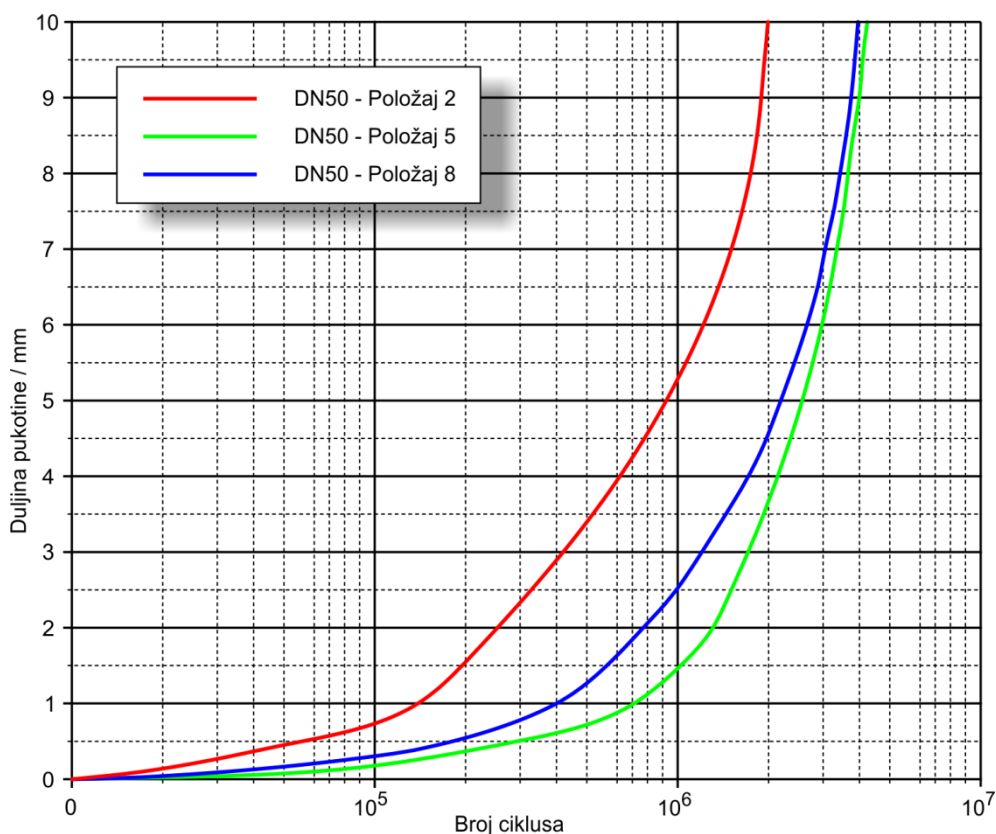
Pomoću vrijednosti tlakova tečenja iz tablica 6.4 i u sprezi sa zadanim cikličnim opterećenjem kućišta ventila, možemo predočiti svaku kritičnu pukotinu u FAD-dijagramu, što se može vidjeti na slici 6.16 i to za najbrže rastuće pukotine. Na osnovu položaja u FAD - dijagramu može se zaključiti da neće doći do krhkog loma ni kod jedne pukotine, nego da će se pojaviti slučaj propuštanja prije razaranja.

Provođenjem numeričke integracije prema izrazu (8.3.) uz korištenje podataka o materijalu (tablica 3.4) i uvrštavanjem vrijednosti ekvivalentnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja izračunava se broj ciklusa od početne do kritične duljine.

Na slici 6.17 prikazana je ovisnost rasta pukotine o broju ciklusa samo za one pukotine koje su imale najbrži rast. Pukotine na ostalim mjestima su imale daleko veći broj ciklusa rasta pa nisu interesantne za ova razmatranja.



Slika 6.16 Položaj pukotina s najbržim rastom na kućištu DN50 u FAD-dijagramu



Slika 6.17 Ovisnost duljine pukotine o broju ciklusa na kućištu DN50

Promatranjem slike 6.17 uočava se da pukotina na mjestu 2 ima najbrži rast, ali još uvijek sporiji u usporedbi s rastom na kritičnom mjestu koje za ovaj tip kućišta iznosi $8,5 \times 10^5$ ciklusa (slika 6.11). Na osnovu ovoga može se zaključiti da je, u cilju određivanja najveće

greške koja se može nalaziti u stijenci kućišta ventila, a da kućište i dalje ima definirani radni vijek, dovoljno provesti razmatranje samo na mjestima gdje može doći do nastanka pukotine (slika 6.8).

6.6 Najveća dozvoljena greška u materijalu kućišta ventila

Materijal kućišta ventila je čelični odljev i kao takav često sadrži različite greške kao što su pore, uključine i šupljine. Ove greške nastaju kao posljedica procesa proizvodnje. Na njihov oblik, veličinu i položaj u kućištu ventila osim procesa proizvodnje utječu vrsta materijala i tehnologija lijevanja. Greške su potencijalna mjesta nastanka i rasta pukotine. Kako ove greške većinom nisu oštre pukotine, potrebno je provesti analizu u cilju određivanja broja ciklusa do nastanka oštre pukotine, a zatim i rast nastale pukotine do kritične duljine. U ovom radu neće biti analiziran utjecaj tehnologije lijevanja i vrste materijala na položaj, raspored, oblik i veličinu grešaka.

Da bi se mogao odrediti broj ciklusa do nastanka pukotine, potrebno je na modelu kućišta ventila modelirati grešku, a nakon toga područje oko nje diskretizirati gustom mrežom, dok je ostatak kućišta diskretiziran rijetkom mrežom. Ovo je vremenski skup postupak te ga je potrebno svesti na minimalan broj ponavljanja. Iz tog razloga provest će se analiza rasta pukotine od duljine 0,5 mm do kritične duljine te će se na osnovu dobivenih podataka odrediti najveća pukotina s kojom će radni vijek kućišta ventila biti 3 000 000 ciklusa. Zatim će se modelirati greška koja ima veličinu pukotine iz prethodnog procesa te će biti određen broj ciklusa do nastanka oštre pukotine.

Prema podacima iz poglavlja 6.4.2 u daljnjoj analizi bit će izuzeto kućište ventila DN100 s debljinom stijenske 4 mm i kućišta DN50 s debljinama stijenki 4, 7 i 10 mm iz razloga što je kod njih određeni radni vijek manji od definiranih 3 000 000 ciklusa.

6.6.1 Rast pukotine na kućištima DN100 i DN50

Kao i u prethodnim odlomcima gdje se analizirao rast pukotine i ovdje je potrebno analizirati kompletan model kućišta ventila. Za potrebe dodatnog proglašavanja mreže, u područjima pukotine modelirane su particije kućišta koje su diskretizirane heksaedarskim elementima prvog reda C3D8, dok je ostatak kućišta ventila diskretiziran tetraedarskim elementima prvog reda C3D4 (tablica 6.9).

Rubni uvjeti su dodijeljeni kao u poglavljima 6.5.1 i 6.5.2, na način da se svim čvorovima koji se naslanjaju na bočne prirubnice onemogućen pomak u cirkularnom smjeru dok je opterećenje kućišta unutarnji tlak p koji je dodijeljen kao distribuirano opterećenje na

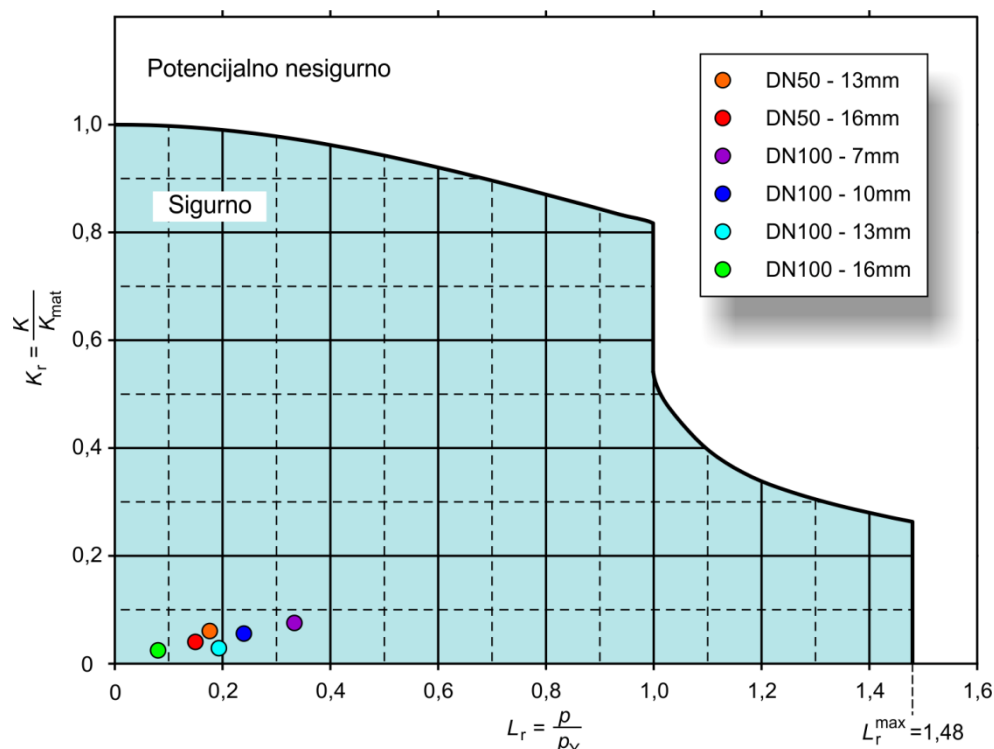
unutarnjim plohama. Utjecaj tlaka na središnje priрубnice simuliran je kao površinsko opterećenje i dodijeljen je navojnim provrtima u smjeru okomitom na tu priрубnicu.

Tablica 6.9 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju kućišta DN100 i DN50

Kućište	Stijenka	C3D8	C3D4	Broj čvorova
DN100	7 mm	184 960	1 026 314	406 992
	10 mm	132 608	1 432 997	427 309
	13 mm	174 944	1 351 841	453 706
	16 mm	126 500	1 047 247	343 613
DN50	13 mm	133 560	1 010 235	336 471
	16 mm	141 750	913 220	326 010

Rast pukotine simuliran je povećavanjem plohe kojom je definiran položaj i veličina pukotine s inkrementom od 0,5 mm dok je broj ciklusa rasta pukotine određen prema principima provedenim u poglavljima 6.4.2, 6.5.1 i 6.5.2.

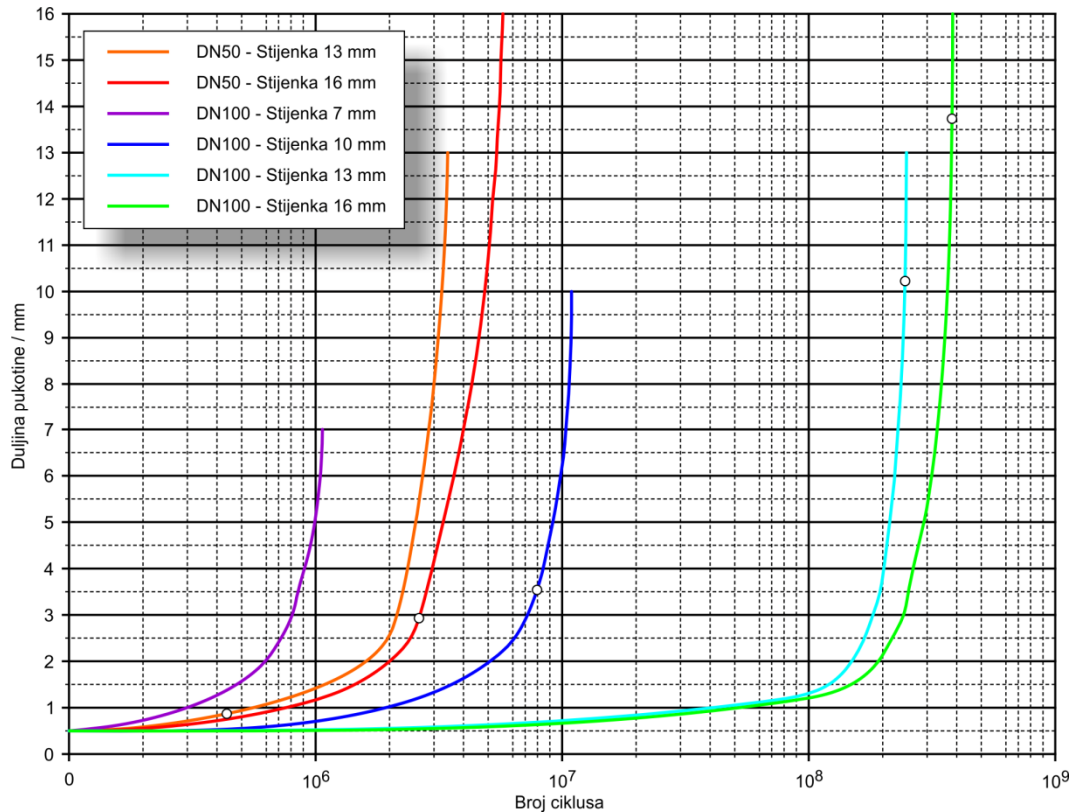
Kao i u prethodnim poglavljima (6.4.2, 6.5.1 i 6.5.2) i ovdje možemo pozicionirati svaku pukotinu u FAD-dijagramu, slika 6.16. Uočljivo je, na osnovu položaja u FAD-dijagramu, da ni kod jedne pukotine neće doći do krhkog loma nego da će se pojaviti slučaj propuštanja prije loma.



Slika 6.18 Položaj u FAD dijagramu konačnih pukotina na kritičnim lokacijama

Na slici 6.19 prikazana su brojevi ciklusa rasta pukotina od početne duljine 0,5 mm do kritične duljine za kućišta DN50 i DN100. Na spomenutoj slici moguće je definirati najveću

grešku s kojom bi kućište imalo radni vijek od definiranih 3 000 000 ciklusa. Postupak je proveden na način da se od ukupnog postignutog broja ciklusa oduzme definirani broj ciklusa te se iz sjecišta ove vrijednosti i krivulje rasta pukotine dobije najveća pukotina koja će imati definirani radni vijek. Položaji ovako određenih pukotina prikazani su kružićima na slici 6.19, dok je njihova duljina ovisna o debljini stijenke prikazana u tablici 6.10.



Slika 6.19 Rast pukotina od 0,5 mm do kritične duljine za kućišta DN100 i DN50

Tablica 6.10 Maksimalne duljine greški na kućištima ventila ovisne o debljini stijenke

Kućište	DN50-13	DN50-16	DN100-10	DN100-13	DN100-16
Maksimalna duljina pukotine / mm	0,9	2,9	3,5	10,2	13,7

6.6.2 Nastanak oštre pukotine na mjestu greške kućišta ventila

Uslijed procesa proizvodnje na kućištima ventila nastat će razne greške koje nemaju oštar vrh i samim time ne predstavljaju pukotinu, nego su mjesta koncentracije naprezanja na kojima može doći do formiranja oštrog vrška pukotina. Da bi ove greške postale pukotine potrebno je da u njihovom vrhu dođe do formiranja oštrog vrška pukotine uslijed cikličkih opterećenja.

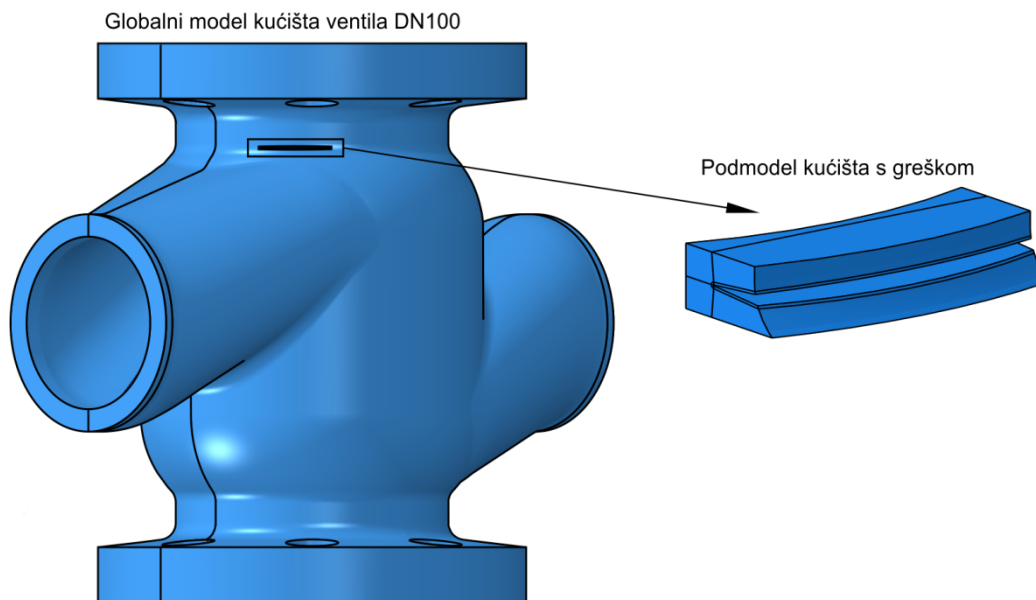
U ovom poglavlju određivat će se broj ciklusa potreban da se greške koje imaju dimenzije najvećih pukotina iz prethodnog poglavlja, formiraju u oštre pukotine.

Ovako određen broj ciklusa dodati će se broju ciklusa od 3 000 000 i predstavljat će dodatnu sigurnost.

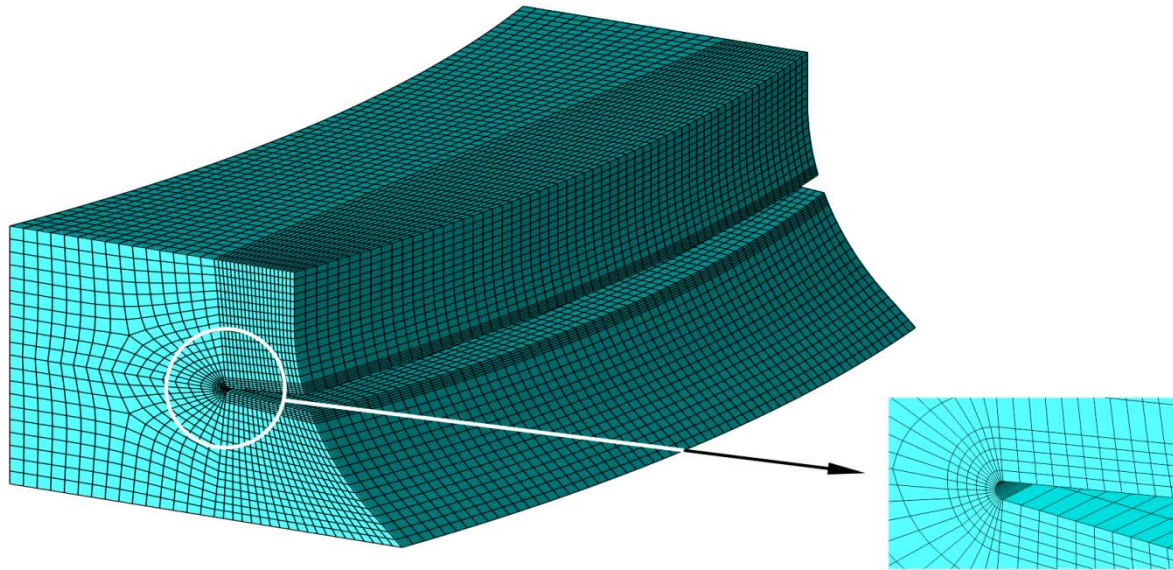
Da bi se izbjegla singularnost prilikom računanja metodom konačnih elemenata, potrebno je u vrhu svake greške modelirati zaobljenje polumjera $\rho = 0,07$ mm. Kao i u poglavlju 6.4.1 i ovdje se uzima da faktor hrapavosti površine iznosi $K_{sur} = 1,287$.

Prilikom određivanja broja ciklusa do nastanka pukotine potrebno je vrh svake greške diskretizirati dovoljnim brojem elemenata u cilju izbjegavanja singularnosti, a kako svaki vrh greške ima daleko manje dimenzije u odnosu na kućište ventila nije moguće dobiti kvalitetnu mrežu i u vrhu i na ostatku kućišta. Stoga je svaka analiza provedena u dva koraka. U prvom koraku analizira se model kompletnog kućišta s modeliranom greškom (slika 6.20), bez progušćavanja mreže konačnih elemenata oko vrha greške, a rubni uvjeti su dodijeljeni na identičan način kao i u prethodnim poglavljima. U drugom koraku analizira se podmodel s modeliranom greškom oko čijeg vrha je progušćena mreža elemenata (slika 6.21) dok se čvorovi na rubovima podmodela pogone pomacima izračunatim na globalnom modelu kućišta ventila.

Za diskretiziranje globalnog modela korištena je tetraedarska mreža drugog reda s elementima tipa C3D10 (tablica 6.11), a za diskretizaciju podmodela korišteni su elementi drugog reda (C3D20R).



Slika 6.20 Globalni model i podmodel kućišta ventila DN100



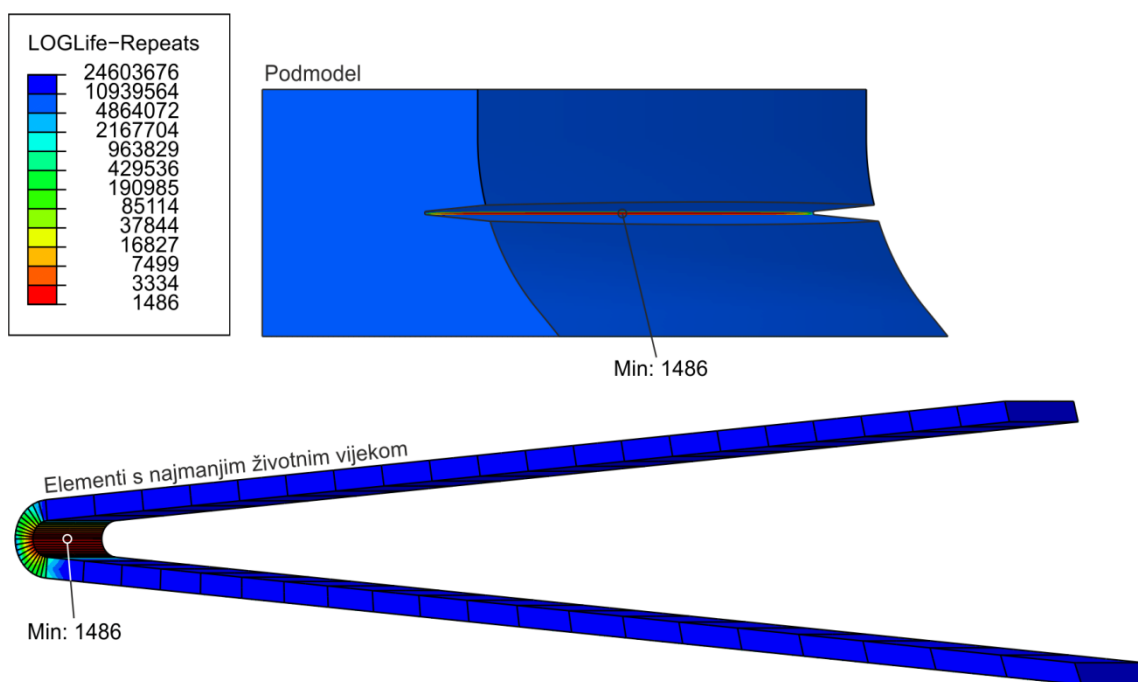
Slika 6.21 Mreža konačnih elemenata podmodela kućišta ventila DN100 sa stijenkom 10 mm i greškom duljine 3,5 mm

Tablica 6.11 Broj elemenata i čvorova korišten za diskretizaciju globalnog modela i podmodela kućišta DN100 i DN50

Kućište	Duljina greške / mm	Globalni model		Podmodel	
		Broj elemenata	Broj čvorova	Broj elemenata	Broj čvorova
DN50-13	0,9	732 330	1 052 526	252 000	1 061 963
DN50-16	2,9	747 531	1 067 819	412 880	1 718 541
DN100-10	3,5	715 448	1 070 467	158 850	670 252
DN100-13	10,2	615 770	910 598	177 072	748 055
DN100-16	13,7	716 437	1 053 657	198 880	840 165

Nakon provedenih numeričkih analiza globalnog modela a zatim i podmodela, rezultati dobiveni za podmodel su učitani u programski paket *FE-SAFE* pomoću kojeg se određuje čvor s najmanjim brojem ciklusa do nastanka pukotine kao i broj ciklusa do nastanka pukotine. Na slici 6.22 može se uočiti de će do nastanka oštre pukotine doći samo u vrhu greške, što je i očekivano, dok na ostatku modela ne dolazi do nastanka pukotine.

Provedenim analizama došlo se do broja ciklusa koji je potreban da bi se u vrhu greške formirala oštra pukotina te koja bi dalje svojim rastom dovela do neupotrebljivosti kućišta ventila. Kako se može uočiti iz tablice 6.12 broj ciklusa potreban za formiranje oštre pukotine je zanemarivo nizak u usporedbi s definiranim radnim vijekom. Razlog ovakvog niskog broja ciklusa može se tražiti u velikoj koncentraciji naprezanja koja se pojavljuje u vrhu greške.



Slika 6.22 Prikaz podmodela s određenim brojem ciklusa do nastanka oštre pukotine na kućištu DN100 sa stijenkom 10 mm i s greškom duljine 3,5 mm

Tablica 6.12 Broj ciklusa do nastanka oštre pukotine u vrhu greške na kućištima ventila DN50 i DN100

Kućište	DN50-13	DN50-16	DN100-10	DN100-13	DN100-16
Duljina greške / mm	0,9	2,9	3,5	10,2	13,7
Broj ciklusa do nastanka pukotine	52	239	1 486	1 677	6 484

Na osnovu rezultata provedenim u ovom poglavlju može se uočiti da će za kućišta DN50 bit dostatna debljina stijenke od 13 mm te da bi na toj debljini bilo dopustivo postojanje greške duljine 0,9 mm. Na kućištu DN50 s debljinom stijenke od 16 mm dopuštena duljina greške iznosila bi 2,9 mm. Isto tako uočava se da je kod kućišta DN100 dovoljna debljina stijenke od 10 mm te da je dopustiva duljina greške u ovom slučaju 3,5 mm. Za slučajeve kućišta s debljinama stijenki 13 i 16 mm uočavaju se izrazito velik broj ciklusa rasta pukotine kao i velike dopustive duljine greški od 10,2 odnosno 13,7 mm. Očekivano, s porastom debljine stijenke rastu i dopuštene duljine grešaka koje se mogu pojaviti u postupku proizvodnje, ali ovo povećanje nije linearno, odnosno za koliko se poveća debljina za toliko se neće povećati dopuštena duljina grešaka. Razlog ovakvom ponašanju može se tražiti u izrazito složenoj geometriji kućišta ventila, koja svojim oblikom preuzima gubitak čvrstoće nastao rastom pukotine.

Princip određivanja najveće dopustive dubine greške proveden je na područjima na kojima su najveća glavna naprezanja i iz tog razloga dubine grešaka koje se pojave na ostalim područjima kućišta mogu biti i veće od ovako određenih dubina a da kućište ventila izdrži

definirani radni vijek. Ipak će se zbog jednostavnosti postupka te zbog sigurnosti pretpostaviti da se na cijelom kućištu ventila ne smiju pojaviti greške čija je dubina veća od dubina definiranih u ovom poglavlju.

9

Zaključak

U ovom radu provedena je analiza mjesta i broja ciklusa do nastanka pukotine a zatim i njen rast do kritične duljine na kućištu ventila opterećenog unutarnjim tlakom. Također je određeno mjesto na kojem postojeća pukotina najbrže raste, te u skladu s tim definirana najveća dopustiva greška koju kućište može imati a da i dalje ima potreban radni vijek.

Analizirana su dva tipa kućišta ventila DN100 PN40 i DN50 PN160, s pet različitih debljina stijenki. Kućišta su izrađena postupkom lijevanja u pijesku, a primjenjuju se na sobnoj temperaturi do tlakova 40 bar za DN100 odnosno 160 bar za DN50. Prilikom analiziranja nisu razmatrana odstupanja nastala postupkom lijevanja te je pretpostavljeno da je, osim razmatrane greške, ostatak kućišta homogen. Dobiveni rezultati verificirani su eksperimentalnom metodom tenzometrije pomoću elektrootporničkih tenzometarskih traka zalijepljenih na karakteristična mjesta kućišta ventila. U eksperimentu na kućištu DN100 PN40 tlak je povećavan sve dok nije došlo do potpunog sloma kućišta, dok je na kućištu DN50 PN160 postupak opterećivanja proveden do 500 bar.

Materijal razmatranih kućišta ventila je čelični ljev oznake GP240GH [69] koji se primjenjuje za izradu posuda pod tlakom. Za ovaj materijal trenutno se u dostupnoj literaturi ne može pronaći stvarni dijagram naprezanje – deformacija kao ni cikličke karakteristike materijala. Stoga je bilo neophodno provesti postupak određivanja stvarnog dijagrama naprezanje - deformacija prema [70] odnosno cikličkih karakteristika prema [33] za ovaj čelični ljev. Karakteristike materijala potrebne za određivanje rasta pukotine mogu se pronaći u literaturi [5] i korištene su u ovom radu.

Stanje naprezanja kućišta ventila kao i deformacije istog određene su numeričkim analizama trodimenzijskih modela linearno elastične metode konačnih elemenata. Promatranjem najvećih glavnih naprezanja, dobivenih numeričkim analizama, može se zaključiti sljedeće:

- Kod kućišta ventila DN100 PN40 mjesto najvećeg glavnog naprezanja nalazi se u području koje je blizu ravnini simetrije, te je pokriveno proračunom prema normi [3].
- Za razliku od prethodnog kućišta, kod kućišta DN50 PN160 mjesto glavnog naprezanja ne nalazi se blizu ravnine simetrije i proračunom prema normi [3] nije moguće s dovoljnom točnošću odrediti debljinu stijenke, [71].
- Za analizirane tipove kućišta ventila, mjesta glavnih naprezanja ne mijenjaju položaj bez obzira na povećanje debljine stijenke.

Linearno elastičnom analizom kućišta ventila, prema opisanom modelu određeno je stanje naprezanja. Na osnovu ovog stanja te pomoću ovisnosti amplitude deformacije o broju ciklusa do nastanka pukotine određeno je potencijalno mjesto i broj ciklusa do nastanka pukotine kao i rast pukotine do kritične duljine na homogenim kućištima ventila i kućištima koja sadrže hipotetske pukotine. Rezultati analiza nastanka i rasta pukotina na kućištima ventila ukazuju na sljedeće:

- Primjenom proširene metode konačnih elemenata moguće je točno odrediti parametre mehanike loma za pukotine u geometrijski složenim komponentama kao što je kućište ventila.
- Na analiziranim kućištima ventila vlada proporcionalno stanje opterećenja, stoga je mjesto glavnih naprezanja ujedno i potencijalno mjesto nastanka pukotine.
- Minimalne potrebne debljine stijenki određene pomoću norme ujedno su i najveće debljine na kojima će doći do nastanka pukotine za dano opterećenje. Kod većih debljina stijenki na homogenim kućištima ventila neće uopće doći do nastanka pukotine.
- Hipotetske pukotine koje se nalaze na mjestu glavnih naprezanja imat će najbrži rast. Stoga se može smatrati da su duljine pukotina određene na mjestu glavnih naprezanja ujedno i najveće duljine koje su dopustive i na ostalim područjima kućišta a da kućište ima definirani radni vijek.
- Postupcima koji su provedeni u ovom radu može se zaključiti da se postojećom normom [3], ne mogu odgovarajuće obuhvatiti proračuni debljina stijenki ciklički opterećenih kućišta ventila. U spomenutu normu potrebno je uvesti dodatne korekcijske faktore kojima bi se mogli obuhvatiti određivanje debljine stijenke i u situacijama kada je kućište opterećeno promjenjivim unutarnjim tlakom.

- Kod analiziranih kućišta kritična duljina pukotine je duljina potrebna da pukotina prođe kroz cijelu debljinu stijenke a ne duljina za koju je vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja dosegla vrijednost lomne žilavosti.
- Za prikazane slučajeve pojavit će se situacija propuštanja prije loma, što je jako važno prilikom uporabe kućišta ventila iz razloga što se u ovakvoj situaciji može pravovremeno reagirati i pristupiti zamjeni kućišta prije nastanka katastrofalnih posljedica za ljude i opremu oko ventila.
- Na osnovu broja ciklusa rasta hipotetskih pukotine moguće je grafičkim putem odrediti najveću dopustivu duljinu pukotina čiji rast do kritične duljine neće biti kraći od radnog vijeka kućišta ventila.
- Greške u stijenci kućišta ventila čija je duljina jednaka duljini najveće dopustive pukotine mogu se smatrati pukotinama iz razloga što je kod njih broj ciklusa do nastanka oštre pukotine kratak u odnosu na traženi radni vijek.

Predloženi numerički model može se primijeniti i na procjenu najveće dopustive greške i na kućištima ostalih tipova ventila kao što su zasuni, zaklopke, kuglasti ventili i sigurnosni ventili. Osim toga daljnja istraživanja moguće je usmjeriti i na razmatranje utjecaja povišene temperature, ciklusa promjene temperature i opterećenja kao i odstupanja nastala prilikom lijevanja na radni vijek kućišta ventila. Dodatnim istraživanjima bit će moguće odrediti korektivne faktora koje je potrebno uvesti u važeću normu a u cilju povećanja prihvatljivosti proračuna i za kućišta opterećena ciklički promjenjivim unutarnjim tlakom.

- [1] W. Tochtermann, F. Bodenstein, Konstruktionselemente des Maschinenbaus, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, New York, 1968.
- [2] H. Gaessler, G. Kauer, G. Osterloh, Festigkeitsberechnung von Armaturengehäusen gegen Innendruck. // 3R International. Vol 6, (1979), str. 403 – 413, 1979.
- [3] EN 12516-2, Industrial valves – Shell design strength – Part 2: Calculation method for steel valve shells, ICS 23.060.01, 2004.
- [4] ASME B16.34, Valves flanged, threaded and welding end, American Society of Mechanical Engineers, New York, 2004.
- [5] C. Berger, G. Blauel, L. Hodulak, B. Pyttel, FKM Guideline, Fracture mechanics, proof of strength for engineering components, VDMA Verlag GmbH, Frankfurt/Main, 2004.
- [6] I. Galić, Z. Tonković, K. Vučković, Experimental and numerical investigation of collapse and burst pressures for a valve housing, Strain: An International Journal for Experimental Mechanics, 47, 2011, str. 519 – 524.
- [7] I. Galić, K. Vučković, Z. Tonković, Nonlinear numerical analysis of two-way globe valve housing, Tehnički vjesnik, 17, 2010, str. 67 – 74.
- [8] C. Zhongbing, L. Guoqing, Z. Hui, C. Chuanyao, Fatigue life prediction of regulating valves on the intermediate-pressure section of a 400 MW steam turbine. // Engineering Failure Analysis. 16, str. 1483 – 1492, 2009.
- [9] A.M.P. De Jesus, A.S. Ribeiro, A.A. Fernandes, Code Based Fatigue Life Prediction of a Pressure Vessel and its Validation. // Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial / Lisboa, Portugal: Multiaxial Fatigue & Fracture, str. 363 – 370, 2001.

- [10] R.G. Colin, R.L. Peter, In-service fatigue failure of engineered products and structures – Case study review, *Engineering Failure Analysis*, 16, str. 1775-1793, 2009.
- [11] F.A. Kandil, M. W. Brown, K.J. Miller, Biaxial low cycle fatigue fracture of 316 stainless steel at elevated temperatures, Book 280, The Metals Society, London, 203-210, 1982.
- [12] A.R. Ingraffea, Computational Fracture Mechanics, *Encyclopedia of Computational Mechanics*, John Wiley and Sons, Volume 2, 2007.
- [13] A.R. Maligno, S. Rajaratnam, S.B. Leen, E.J. Williams, A three-dimensional (3D) numerical study of fatigue crack growth using remeshing techniques // *Engineering Fracture Mechanics*, 77, str. 94-111, 2010.
- [14] A.R. Shahani, M.R. Amini Fasakhodi, Finite element analysis of dynamic crack propagation using remeshing technique // *Materials and Design*, 30, str.1032-1041, 2009.
- [15] N. Sukumur, N. Möes, B. Moran, T. Belytschko, Extended Finite Element Method for Three-Dimensional Crack Modelling, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 48, str. 1549 – 1570, 2000.
- [16] J. Réthoré, A. Gravouil, A. Combescure, An energy conserving scheme for dynamic crack growth using the eXtended finite element method // *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 63, str. 631-659, 2005.
- [17] X. Yangjian, Y. Huang, On damage accumulations in the cyclic cohesive zone model for X-FEM analysis of mixed-mode fatigue crack growth // *Computational Materials Science*, 46, str. 579-585, 2009.
- [18] Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. ABAQUS/Standard. User's guide and theoretical manual. verzija 6.11, 2011.
- [19] API 579, API Recommended Practice 579, Fitness for Service, First Edition, March 2000.
- [20] U. Zerbst, M. Schodel, S. Webster, R. A. Ainsworth, *Fitness-for-Service Fracture Assessment of Structures Containing Cracks*, Elsevier, Oxford, 2007.
- [21] I. Skozrit, Numeričko modeliranje pukotina u metalnim i polimernim materijalima, Doktorska disertacija, FSB Zagreb, 2011.
- [22] Z. Tonković, I. Skozrit, T. Lesičar, Procjena integriteta opreme pod tlakom, 8. hrvatski seminar o tlačnoj opremi, 2011.

- [23] ASME “Boiler and pressure vessel code section III and VIII”, New York: American Society for Mechanical Engineers, 1995.
- [24] I. Milne, R.A. Ainsworth, A.R. Dowling, A.T. Stewart, “Assessment of the integrity of structures containing defects”, *Int. J. Pressure Vessels Piping*, Vol. 32, str. 3-104, 1988.
- [25] J. C. Gerdeen, “A critical evaluation of plastic behaviour data and a united definition of plastic loads for pressure components”, *WRC Bull*, Vol. 254, str. 1-64, 1979.
- [26] H. Li, D. Mackenzie, “Characterizing gross plastic deformation in design by analysis”, *Int. J. Pressure Vessels Piping*, Vol. 82, str. 777-786, 2005.
- [27] Z. Tonković, I. Skozrit, I. Alfirević, “Influence of flow stress choice on the plastic collapse estimation of axially cracked steam generator tubes”, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 238, str. 1762-1770, 2008.
- [28] M. Save, “Experimental verification of plastic limit analysis of torispherical and toriconical heads”, In: (4th edn ed.), G.J. Bohm et al. *Pressure Vessel and Piping: Design and Analysis Vol. 1*, ASME, str. 382–416, 1972.
- [29] C. Laird, P. Charsley i H. Mughrabi, *Low-Energy Dislocation Structures Produced by Cyclic Deformation*, *Materials Science and Engineering*, (1986), 81, 433-450, 1986.
- [30] T. Mura, *A Theory of Fatigue Crack Initiation*, *Materials Science and Engineering*, (1994), A176, 61-70, 1994.
- [31] J.V. Carstensen, *Structural Evolution and Mechanisms of Fatigue in Polycrystalline Brass*, PhD Thesis, Riso National Laboratory, Roskilde, 1998.
- [32] MSC/Fatigue User's Manual
- [33] ASTM Standard E 606-92. *Standard Practise for Strain-Controlled Fatigue Testing* In: *Annual Book of ASTM Standards*, ASTM; 1998.
- [34] Fe-Safe, *Fatigue Theory Reference Manual*, Safe technologies limited, Sheffield, 2002.
- [35] K. Vučković, *Nastanak zamorne pukotine u korijenu zuba zupčanika s tankim vijencem*, Doktorska disertacija, FSB Zagreb, 2009.
- [36] O.H. Basquin, *The exponential law of endurance tests*, *Proc. Am. Soc. Test. Mat.*, Vol. 10, pp 625-630, 1910.

- [37] S.S. Manson, Behaviour of Materials under Conditions of Thermal Stress, Heat Transfer Symp., University of Michigan Engineering Research Institute, 9-75, 1953.
- [38] L.F. Coffin, A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal, Trans. Am. Soc. for Test. and Mat., vol.76, 931-950, 1954.
- [39] J.D. Morrow, Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals, In: International Friction, Damping, and Cyclic Plasticity, ASTM; 45-86, 1965.
- [40] K.S. Kim, X. Chen, C. Han, H.W. Lee, Estimation methods for Fatigue Properties of Steels under Axial and Torsional Loading, International Journal of Fatigue, 24, 783-793, 2002
- [41] J.D. Morrow, Fatigue Properties of Metals, Fatigue Design Handbook, SAE, Warrendale, section 3.2, 1968
- [42] K.N. Smith, P. Watson, T.H. Topper, A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals, Journal of Materials, JMLSA, 5(4), pp. 767-778, 1970
- [43] N.E. Dowling, Mean Stress Effects in Stress-Life and Strain-Life Fatigue, SAE Paper No.2004-01-2227, Fatigue 2004: Second SAE Brasil International Conference on Fatigue, 2004.
- [44] S. Podrug, Prilog problematici integriteta zupčanika s obzirom na čvrstoću korijena zuba, Doktorska disertacija, FESB Split, 2004.
- [45] Y.S. Garud, Multiaxial fatigue: a survey of the state of the art, Journal of Testing and Evaluation 9, 165-178, 1981.
- [46] E.H. Jordan, Fatigue-multiaxial aspects, Pressure Vessel and Piping Design Technology: A Decade of Progress, American Society of Mech. Engineers, 507-518, 1982.
- [47] M. W. Brown, K.J. Miller, A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions, Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers 187, 745-755, 1973.
- [48] J.A. Bannantine, D.F. Socie, A Variable Amplitude Multiaxial Fatigue Life Prediction Method, Fatigue under Biaxial and Multiaxial Loading, Proc. Third International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, Stuttgart, 1989.
- [49] T. L. Anderson, Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications, Second editions, Department of Mechanical Engineering Texas A&M University, 1995.
- [50] M. Husnjak, Mehanika loma – Bilješke s predavanja, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2009.

- [51] C. E. Inglis, Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners, Transactions of the Institute of Naval Architects, Vol. 55, str. 219-241, 1913.
- [52] G. R. Irwin, Fracture Dynamics, Fracturing of Metals, American Society for Metals, Cleveland, str. 147-166, 1948.
- [53] E. Orowan, Fracture and Strength of Solids, Reports on Progress in Physics, Vol. XII, str 185-232, 1948.
- [54] S. Podrug, Mehanika loma, predavanje s poslijediplomskog studija, Fakultet Elektrotehnike, Strojarstva i Brodogradnje, Split, 2009.
- [55] C. F. Shih, B. Moran, T. Nakamura, Energy Release Rate along a Three-Dimensional Crack Front in a Thermally Stressed Body, International Journal of Fracture, Vol. 30, str. 79–102, 1986.
- [56] C.F. Shih, R.J. Asaro, Elastic-Plastic Analysis of Cracks on Bimaterial Interfaces: Part I - Small Scale Yielding, Journal of Applied Mechanics, str. 299–316, 1988.
- [57] D.M. Barnett, R.J. Asaro, The Fracture Mechanics of Slit-Like Cracks in Anisotropic Elastic Media, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 20, str. 353–366, 1972.
- [58] F. Erdogan, G.C. Sih, On the Crack Extension in Plates under Plane Loading and Transverse Shear, Journal of Basic Engineering, Vol. 85, str. 519–527, 1963.
- [59] G.R. Irwin, Onset of Fast Crack Propagation in High Strength Steel and Aluminum Alloys, Sagamore Research Conference Proceedings, 2, str. 289-305, 1956.
- [60] M.A. Hussain, S.L. Pu, J. Underwood, Strain-Energy-Release Rate for a Crack under Combined Mode I and Mode II, ASTM-STP-560, str. 2–28, 1974.
- [61] K. Palaniswamy, W.G. Knauss, On the Problem of Crack Extension in Brittle Solids under General Loading, Mechanics Today, urednik S. Nemat-Nasser, Vol. 4, Pergamon Press, 1978.
- [62] B. Cotterell, J.R. Rice, Slightly Curved or Kinked Cracks, International Journal of Fracture, Vol. 16, str. 155–169, 1980.
- [63] M.R. Andersen, Fatigue Crack Initiation and Growth in Ship Structures, PhD Thesis, Technical University of Denmark, 1998.
- [64] J. Shi, D. Chopp, J. Lua, N. Sukumar, T. Belytshko, Abaqus Implementation of Extended Method Using a Level Set Representation for Three-Dimensional Fatigue Crack Growth and Life Predictions, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 85, broj 10, str. 2840-2863, 2010.

- [65] N. Möes, J. Dolbow, T. Belytschko, A finite element method for crack growth without remeshing, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 46 (1), str. 131-150, 1999.
- [66] T. Belytschko, Y. Y. Lu, L. Gu, Element-free Galerkin methods, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37, str. 229-256, 1994.
- [67] M. Fleming, Y. A. Chu, B. Moran, T. Belytschko, Enriched Element-free Galerkin Methods for Crack Tip Fields, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 40 (8), str. 1483 – 1504, 1997.
- [68] M. Stolarska, D. L. Chopp, N. Möes, T. Belytschko, Modeling crack growth by level sets in the extended finite element method, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 51 (8), str. 943-960, 2001.
- [69] EN 10213, Steel casting for pressure purposes, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2008.
- [70] EN 10002-1, Metallic Materials – Tensile Testing – Part 1: Method of Test at Ambient Temperature, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1990.
- [71] I. Galić, Z. Tomičević, Z. Tonković, Fatigue testing of cast steel GP240GH, *Proc. Second International of Engineering Against Fracture*, urednik S. Pantelakis, Patras, 2011.
- [72] I. Galić, Z. Tonković, K. Vučković, Experimental and numerical investigation of failure pressure of valve housing, *Engineering Against Fracture*, S. Pantelakis, C. Rodopoulos, Springer, Berlin, 2009, str 487 – 497.
- [73] R.G. Sim, Evaluation of reference parameters for structures subjected to creep, *Journal of Mechanical Engineering Science*, 13, str. 47-50, 1971.
- [74] I.W. Goodal, G.A. Webster, Theoretical determination of reference stress for partially penetrating flaws in plates, *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 78, str. 687-695, 2001.
- [75] K. Hoffmann, *An Introduction to Measurements using Strain Gages*, HBM, Darmstadt, 1989.
- [76] K. Hoffmann, *Applying the Wheatstone Bridge Circuit*, HBM, Darmstadt, 2005.
- [77] P.K. Singh, K.K. Vaze, V. Bhasin, H.S. Kushwaha, P. Gandhi, D.S. Ramachandra Murthy, Crack initiation and growth behavior of circumferentially cracked pipes under cyclic and monotonic loading, *Elsevier: International Journal Pressure Vessels and Piping*, 80, 2003, str. 629 – 640.

- [78] P. Andersson, M. Bergman, B. Brickstad, L. Dahlberg, F. Nilsson, I. Sattari-Far, A procedure for safety assessment of components with cracks-handbook, SAQ/FoU – Report 96/08, Stockholm: SAQ Kontrol Lab., 1998.

Životopis

Rođen 26. Studenog 1975. godine.

Školovanje

1982-1990, X osnovna škola „Braća Ribar“, Mostar, BiH,
1990-1992, Mašinska škola, Mostar, BiH,
1992-1994, Srednja strukovna i tehnička škola, Š. Brijeg, BiH,
1994-2001, studij motora i motornih vozila na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu,
2001, diplomirao na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu, studij: Motori i motorna vozila
od 2003, poslijediplomski studij strojarstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu, smjer: Teorija konstrukcija.

Zaposlenje

11/2002 konstruktor ventila i pneumatskih motora, ATM, Zagreb,
07/2009 asistent na Zavodu za konstruiranje, Katedra za elemente strojeva i konstrukcija na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu.

Strani jezici

Engleski jezik.

Broj objavljenih znanstvenih radova

1 rad u međunarodnom časopisu indeksiran u CCu (eng. *Current Contents*),
2 rada objavljena u časopisima s međunarodnom recenzijom,
3 rada u zbornicima radova s međunarodnih znanstvenih skupova,
1 rad u zbornicima radova sa znanstvenih skupova,
1 poglavlje u knjizi.

Curriculum vitae

Born on 26st November 1975.

Education

1982-1990, 10th primary school „Braća Ribar“, Mostar, BiH,
1990-1992, “Mašinska škola”, Mostar, BIH,
1992-1994, “Srednja strukovna i tehnička škola”, Š. Brijeg, BIH,
1994-2001, studies in Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture,
University of Zagreb,
2001, graduated in Mechanical Engineering at the Faculty of Mechanical
Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb,
since 2003, doctoral study in Theory of Structures and Design at the Faculty of
Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.

Employment

11/2002 designer of valves and pneumatic actuators, ATM, Zagreb,
07/2009 assistant at Department of Design at the Faculty of Mechanical
Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.

Foreign languages

English language.

Number of scientific publications

1 paper published in CC (*Current Contents*) journals
2 papers published in other international journals
3 papers published in proceedings of international conferences
1 paper published in proceedings of conferences
1 chapter in book