

Model probabilističke procjene trajnosti zavarenih pomorskih konstrukcija

Pastorčić, Darko

Doctoral thesis / Disertacija

2022

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Rijeka, Faculty of Maritime Studies, Rijeka / Sveučilište u Rijeci, Pomorski fakultet**

Permanent link / Trajna poveznica: <https://um.nsk.hr/um:nbn:hr:187:860866>

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

Download date / Datum preuzimanja: **2024-07-11**



Sveučilište u Rijeci, Pomorski fakultet
University of Rijeka, Faculty of Maritime Studies

Repository / Repozitorij:

[Repository of the University of Rijeka, Faculty of Maritime Studies - FMSRI Repository](#)



SVEUČILIŠTE U RIJECI
POMORSKI FAKULTET

Darko Pastorčić

**MODEL PROBABILISTIČKE PROCJENE
TRAJNOSTI ZAVARENIH POMORSKIH
KONSTRUKCIJA**

DOKTORSKA DISERTACIJA

Rijeka, 2022.

SVEUČILIŠTE U RIJECI
POMORSKI FAKULTET

Darko Pastorčić

**MODEL PROBABILISTIČKE PROCJENE
TRAJNOSTI ZAVARENIH POMORSKIH
KONSTRUKCIJA**

DOKTORSKA DISERTACIJA

Mentor: dr. sc. Goran Vukelić, red. prof.

Rijeka, 2022.

UNIVERSITY OF RIJEKA
FACULTY OF MARITIME STUDIES

Darko Pastorčić

**PROBABILISTIC MODEL FOR
DURABILITY ASSESSMENT OF
WELDED MARINE STRUCTURES**

DOCTORAL THESIS

Rijeka, 2022.

Mentor: dr. sc. Goran Vukelić, red. prof.

Doktorska disertacija je obranjena 3. ožujka 2022. na Pomorskom fakultetu u Rijeci, pred Povjerenstvom za obranu u sastavu:

1. dr. sc. Radoslav Radonja, izv. prof., Sveučilište u Rijeci, Pomorski fakultet, predsjednik
2. dr. sc. Joško Parunov, red. prof., Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, član
3. dr. sc. Špiro Ivošević, izv. prof., Univerzitet Crne Gore, Pomorski fakultet Kotor, član.

Zamjenski član:

dr. sc. Dean Bernečić, izv. prof., Sveučilište u Rijeci, Pomorski fakultet.

Sažetak

U ovom radu provedene su eksperimentalna i numerička analiza degradacije mehaničkih svojstava čelno zavarenih uzoraka brodograđevnog čelika AH36, dugotrajno izloženih korozivnom okolišu sjevernog Jadrana na 6, 12, 24 i 36 mjeseci. Na osnovu dobivenih rezultata razvijen je probabilistički model zamornog vijeka trajanja pomorskih konstrukcija. Uzorci su podvrgnutim standardnim razarajućim testovima, dok je površina uzoraka ispitana optičkim i pretražnim mikroskopima. Na temelju eksperimentalnih rezultata i primjenom stohastičkih procesa izrađen je model korodiranih površina uzoraka u zoni taljenja, zoni utjecaja topline i osnovnom materijalu. Za simulaciju statičkog vlačnog pokusa napravljen je konačnoelementni model svih uzoraka koji uključuje SMCS (engl. *stress modified critical strain*) kriterij duktilnog loma s različitim α parametrima žilavosti materijala i modelima očvršćivanja za sve zone zavarenih uzoraka. Rezultati pokazuju da porastom trijaksijalnosti, koja ovisi o broju i veličini jamica kod jamičaste korozije, vrijednost kritične plastične deformacije pada što uzrokuje raniju pojavu loma. Najveća je degradacija mehaničkih svojstava kod uzoraka iz zone plime i oseke, kod kojih su vlačna čvrstoća i naprezanje tečenja smanjeni za četvrtinu nakon tri godine izlaganja. Osnova probabilističke procjene zamornog vijeka koncept je granične funkcije stanja uz primjenu Monte Carlo metode. Kalibracija parametara teorije mehanike loma sa $S-N$ (engl. *stress vs. number of cycles curve*) analizom izvršena je posebno razvijenim računalnim rutinama i to za slučajeve kada početna veličina pukotine nije poznata i kada je zadana kao trogodišnja jamica jamičaste korozije. Vjerojatnost zamornog loma i parametar materijala C iz Paris-Erdoganove jednadžbe, a time i propagacije pukotine osjetljivi su na izbor početne veličine pukotine. Kod ažuriranja vjerojatnosti loma nakon nerazarajućeg ispitivanja iza četvrte i pete godine eksploatacije postoje razlike u probabilističkim procjenama loma.

Ključne riječi: zavarene konstrukcije, degradacija materijala, korozivni okoliš, trajnost brodograđevnog čelika, stohastičko modeliranje, vjerojatnost zamornog loma

Summary

In this study, an experimental and numerical analysis of degradation of mechanical properties of butt welded samples of shipbuilding AH36 steel, after long term exposure to a corrosive environment in the north Adriatic lasting 6, 12, 24 and 36 months, were conducted. Based on the obtained results a probabilistic model to estimate the fatigue life of free corroded marine structure was established. The samples were subjected to the standard destructive testing while the surface of the samples was tested using optical and scanning microscopy. Using the experimental results as a basis and applying stochastic processes, a model of the sample corroded surface in the weld metal, heat affected zone and the base metal was developed. In order to simulate static tensile testing a FE model was applied, that included the SMCS (*stress modified critical strain*) criteria for ductile fracture with different α parameters and hardening models for all zones of the welded samples. Results show that by the increase of the triaxiality, which depends on the number and size of the pits in pitting corrosion, the value of critical plastic deformation decreases which causes an earlier fracture. The biggest degradation of mechanical properties was found in the sea tide zone samples, where the tensile strength and the yield strength are reduced by a fourth of their original value after three years of exposure. The basis of the fatigue life probability estimate is the concept of the boundary state function while applying the Monte Carlo method. The calibration of parameters of the fracture mechanics theory using *S-N* analysis was performed with specially devised computer routines for the case when the initial size of the crack is unknown and for the case when it is set as a three year old corrosion pit. The probability of fatigue fracture and material parameter *C* from the Paris-Erdogan equation, consequently the crack propagation, are sensitive to the choice of the initial crack size. When updating failure probability after nondestructive testing, after the fourth and fifth year of service life, there are differences in probability estimates.

Key words: welded structures, material degradation, corrosive environment, shipbuilding steel durability, stochastic modelling, probability fatigue failure

Sadržaj

Sažetak.....	v
Summary	vi
1. Uvod1	
1.1 Problem i predmet istraživanja	1
1.2 Znanstvena hipoteza i pomoćne hipoteze	2
1.3 Svrha i cilj istraživanja	3
1.4 Znanstvena metodologija istraživanja.....	5
1.5 Pregled dosadašnjih istraživanja	6
2. Metode procjene dinamičke izdržljivosti	18
2.1 S-N krivulje	18
2.1.1 Utjecaj srednjeg naprezanja	24
2.1.2 Akumulacija oštećenja	26
2.1.3 S-N pristup s promjenjivom amplitudom naprezanja.....	26
2.1.4 Jednadžba akumulacije oštećenja	27
2.1.5 Pristup nazivnog naprezanja.....	29
2.1.6 Pristup žarišnog naprezanja	29
2.1.7 Pristup zareznog naprezanja	32
2.2 Pristup mehanike loma.....	34
2.2.1 Paris-Erdoganov zakon.....	37
2.3 Probabilistički pristup.....	42
2.3.1 Koncept funkcije graničnog stanja i sigurnosne margine	43
2.3.2 FORM metoda	45
2.3.3 Monte Carlo metoda	47
2.4 Preporuke klasifikacijskih društava.....	49
3. Prikaz eksperimentalnih istraživanja	55
3.1 Odabir materijala i priprema uzoraka.....	55

3.1.1	Brodograđevni čelici.....	55
3.1.2	Geometrija uzoraka.....	55
3.2	Postava eksperimenta	57
3.3	Metode ispitivanja.....	57
3.4	Prikaz rezultata.....	58
3.4.1	Promjena mase.....	58
3.4.2	Vlačna čvrstoća.....	59
3.4.3	Tvrdoća i žilavost	61
3.4.4	Veličina i distribucija korozivnih jamica	63
4.	Numeričko modeliranje.....	68
4.1	Uspostava konačnoelementnog modela.....	68
4.1.1	Modeliranje jamičaste korozije	68
4.1.2	Kriterij duktilnog loma.....	70
4.1.3	Svojstva osnovnog materijala (OM)	71
4.1.4	Svojstva zone utjecaja topline (ZUT)	72
4.1.5	Svojstva zone taljenja (ZT)	72
4.2	Konačnoelementna analiza	73
4.3	Usporedba rezultata	76
5.	Probabilistička procjena zamornog vijeka trajanja.....	78
5.1	Formuliranje stohastičkog opterećenja.....	78
5.2	Formuliranje funkcije graničnog stanja za <i>S-N</i> pristup.....	79
5.3	Definiranje parametara jednadžbe akumuliranog oštećenja	79
5.4	Monte Carlo metoda za <i>S-N</i> pristup	80
5.5	Formuliranje funkcije graničnog stanja za mehaniku loma	81
5.6	Kalibriranje parametara mehanike loma	82
5.6.1	Određivanje parametra <i>C</i> i <i>a₀</i>	82
5.6.2	Tranzicija jamice u pukotinu.....	83

5.6.3	Određivanje parametra C uz poznatu početnu dubinu pukotine	85
5.7	Ažuriranje dijagrama vjerojatnosti nakon nerazarajućeg ispitivanja	87
6.	Zaključak	90
	Popis literature.....	92
	Popis kratica	107
	Popis oznaka i simbola	108
	Popis slika	112
	Popis tablica	115
	Prilozi.....	116
	Prilog A	116
	Prilog B	118
	Prilog C	119
	Prilog D	120
	Prilog E	121
	Prilog F.....	124
	Životopis	127

1. Uvod

U uvodnom poglavlju dan je pregled elemenata znanstvenoistraživačkoga rada: problem i predmet istraživanja, osnovna i pomoćne znanstvene hipoteze, svrha i ciljevi istraživanja, opis korištenih znanstvenih metoda te prikaz dosadašnjih istraživanja.

1.1 Problem i predmet istraživanja

Za ocjenu učinka morskog okoliša na trajnost i mehanička svojstva brodograđevnog čelika povišene čvrstoće, važno je provesti pouzdana i opsežna istraživanja kao što je dugotrajno izlaganje materijala morskom okolišu tijekom kojeg se bilježe parametri poput pH faktora, vlage, temperature, opterećenja. Ovakva istraživanja iziskuju mnogo vremena jer je proces korozije dugotrajan, te se takva ispitivanja najčešće provode ubrzano u umjetnom okolišu u klimatskim komorama s umjetnim otopinama. Ispitivanja se provode na uzorcima standardiziranog oblika (epruветama), na konstrukcijskim detaljima (zavarenim spojevima), dok su dijelovi konstrukcija tijekom eksploatacije podvrgnuti inspeksijskom nadzoru. U obzir se uzima i utjecaj mehaničkog opterećenja na procese promjene karakteristika materijala, a sve kako bi se mogao razviti model predviđanja ponašanja materijala, komponenti konstrukcija i cijele konstrukcije tijekom životnog vijeka pomorskih objekata. Pomorski objekti izloženi su opterećenjima promjenjive amplitude za koje se smatra da imaju stohastički karakter. Dugoročna raspodjela naprezanja kod procjene vijeka trajanja pomorskih konstrukcija modelira se probablističkim razdiobama. Osim stohastičke prirode opterećenja (naprezanja) i drugi parametri kod izračuna procjene vijeka trajanja također mogu imati stohastički karakter, tako da je rezultat vjerojatnosnog pristupa procjene koji je temeljen na teoriji mehanike loma, vjerojatnost loma konstrukcije nakon zadanog vremena eksploatacije (najčešće 20 godina). Ovdje se uvodi pojam sigurnosne granice ili margine koji je razlika između najvećeg mogućeg opterećenja, naprezanja ili oštećenja i postojećeg, trenutnog (opterećenja, naprezanja ili akumuliranog oštećenja). Koncept sigurnosne margine pogodan je za probablistički pristup procjene zamora jer se lom može definirati kao događaj kad je sigurnosna granica manja ili jednaka nuli. Teorija mehanike loma razmatra rast pukotine od neke početne veličine, tako da se zamorni vijek trajanja sastoji od vremena stvaranja inicijalne pukotine i vremena rasta pukotine do kritične veličine, kada nastaje lom. Inicijalna pukotina može nastati kretanjem dislokacija u materijalu uzrokovanog

cikličkim opterećenjem, može biti greška u zavaru ili materijalu, a može biti uzrokovana korozijom. Navedeni uzroci nastajanja inicijalne pukotine ukazuju na znanstveni problem istraživanja, a to je nedostatak pouzdanog numeričkog modela procjene vremena nastajanja inicijalne pukotine kod zavarenih brodograđevnih čelika izloženih korozivnom okolišu, temeljenog na vjerojatnosnom pristupu. Procjena vremena nastanka inicijalne pukotine utječe na ukupno vrijeme rasta pukotine, a time i na učestalost inspeksijskih nadzora pomorskih konstrukcija.

Predmet je ovog istraživanja istražiti i odrediti utjecaj različitog i stvarnog korozivnog okoliša (slatka voda, morska voda, zona plime i oseke) na degradaciju mehaničkih karakteristika i površine brodograđevnog čelika povišene čvrstoće koji je izložen takvom okolišu na 6, 12, 24 i 36 mjeseci. Prikupljena saznanja potrebno je uklopiti u probabilistički model procjene vijeka trajanja pomorskih konstrukcija, temeljen na teoriji mehanike loma i metodi Monte Carlo. Takav bi pristup trebao dati manje konzervativne procjene u odnosu na postojeće, te se rezultati mogu iskoristiti za prilagođavanje inspeksijskih intervala pomorskih konstrukcija.

1.2 Znanstvena hipoteza i pomoćne hipoteze

Iz definiranog problema i predmeta, te odabranog cilja znanstvenog istraživanja proizlazi i temeljna znanstvena hipoteza:

H₀: Moguće je dopuniti tehničke propise za procjenu perioda inspeksijskog nadzora pomorskih konstrukcija izrađenih od čelika povišene čvrstoće, na osnovu stohastičkog modela korozije i vjerojatnosnog pristupa vijeka trajanja pomorskih konstrukcija.

Ovako postavljena hipoteza ukazuje i na pomoćne hipoteze:

PH₁: Dugotrajno izlaganje brodograđevnih čelika morskom okolišu trebalo bi dati realnije rezultate degradacije mehaničkih svojstava nego ubrzana ispitivanja.

PH₂: Izlaganje brodograđevnih čelika stvarnim uvjetima morskog okoliša trebalo bi dati realnije rezultate degradacije mehaničkih svojstava nego ubrzana ispitivanja.

PH₃: Moguće je stohastičkim pristupom modelirati utjecaj morskog okoliša na degradaciju mehaničkih svojstava čelika povišene čvrstoće.

PH₄: Stohastički će pristup dati realniju sliku degradacije mehaničkih svojstava čelika povišene čvrstoće nego deterministički.

1.3 Svrha i cilj istraživanja

Pomorske konstrukcije obuhvaćaju konstrukcije poput brodova, plutajućih platformi, samostojećih platformi, zavarenih cijevnih struktura, vjetrenjača za proizvodnju električne energije i slično. Sve su te konstrukcije izložene unutrašnjim i vanjskim dinamičkim opterećenjima i njihov je dizajn temeljen na izračunu graničnih stanja, prema ISO 19900, API RP 2A, NORSOK N-001:

- granično stanje maksimalne čvrstoće kod kojeg analiza može biti linearno elastična ili elastično-plastična,
- granično stanje upotrebljivosti konstrukcije, a odnosi se na deformacije i vibracije koje mogu spriječiti rad i eksploataciju konstrukcije,
- graničnog stanja u slučaju nezgode kod kojeg konstrukciju treba provjeriti na dva načina:
 1. preostala čvrstoća konstrukcije na projektne nezgode,
 2. preostala čvrstoća konstrukcije na onečišćenje okoline nakon nezgode,
- graničnog stanja zamora materijala.

Pored dinamičkog opterećenja, iznimno važan utjecaj na trajnost i pouzdanost pomorskih konstrukcija ima utjecaj okoline tijekom eksploatacije. Degradacija pomorskih konstrukcija uzrokovana je primarno korozijom i rastom zamornih pukotina. Utjecaj korozije može se donekle kontrolirati ugradnjom katodne zaštite, premazivanjem ili predimenzioniranjem konstrukcijskih elemenata. Rast zamornih pukotina ne može se spriječiti, nije ih lako detektirati jer su u većem dijelu vremena svog rasta zanemarive veličine te mogu dovesti do iznenadnog loma konstrukcije.

Postoji više pristupa procjeni zamornog vijeka:

- pristup $S-N$ krivulja, koji povezuje broj ciklusa i cikličko naprezanje. Osnovni nedostatak pristupa nemogućnost je procjene vijeka trajanja nakon otkrivanja pukotine na konstrukciji.
- pristup $\epsilon-N$, tzv. model lokalnih deformacija koji se primjenjuje kod konstrukcija koje imaju pukotine u obliku zareza, kod kojih pri vrhu dolazi do plastičnih deformacija. Primjenom Ramberg-Osgood i Coffin-Mansonove jednadžbe dobiva se odgovarajući broj ciklusa. Najčešće se koristi za izračun broja ciklusa do inicijacije pukotine.
- pristup $da/dN-\Delta K$ teorije mehanike loma koji omogućava proučavanje razvoja i rasta pukotine od vrlo male početne veličine pukotine do pukotine kritične

veliĉine koja vodi do loma. Ovaj je pristup prihvaćen i od strane klasifikacijskih društava i koristi se kod planiranja inspekcija konstrukcija.

- kombinirani pristup modela $\epsilon-N$ i da/dN koji obuhvaća ĉitav proces stvaranja i propagacije pukotine
- probabilistiĉki pristup, temeljen na stohastiĉkim parametrima teorije mehanike loma.

U analizi zamora konstrukcija, saznanja o razliĉitim ulaznim parametrima nisu uvijek sasvim decidirana, pa se iz tog razloga pojedine nepoznanice mogu smatrati stohastiĉkim. Stohastiĉke nepoznanice takvi su parametri kojima se moŹe dodijeliti statistiĉka razdioba. Na ovaj naĉin, uvaŹavanjem da su neke od nepoznanica koje utjeĉu na zamor materijala stohastiĉke, koncept jedinstvene vrijednosti pojedinih varijabli povezanih sa zamorom materijala kod realnih konstrukcija otpada, te imamo probabilistiĉki pristup zamoru, tj. vjerojatnost loma. Prilikom razvoja projektnih standarda, cilj je bio postizanje niske vjerojatnosti loma konstrukcije. Za zavarene pomorske objekte godišnja vjerojatnost loma iznosi oko 10^{-4} , tako da je vjerojatnost loma zbog zamora materijala vrlo mala u odnosu na ostale rizike loma pomorskog objekta. Pored toga se u analizi i projektiranju konstrukcija koje su u svojem Źivotnom vijeku izloŹene utjecajima okoliša primjenjuje stohastiĉki pristup u definiranju intenziteta, trajanja i karaktera opterećenja. Pomorske konstrukcije i plovni objekti izvanredan su primjer znaĉajnog utjecaja agresivne i ekstremne okoline na Źivotni vijek sustava, dok opterećenja na njih variraju ovisno o vremenskim prilikama i geografskom poloŹaju, te se mogu smatrati stohastiĉkim. Kriteriji za evaluaciju pomorskih objekata tijekom eksploatacije temeljeni su na procjeni ĉvrstoće konstrukcije, vijeku trajanja, pravilnom izboru materijala u konstrukciji objekta, uĉincima pogonskog opterećenja, ekoloŹkim utjecajima, sigurnosti objekta i tehniĉkoj kvaliteti ugrađenih dijelova i komponenti. Navedeni kriteriji sadrŹani su u strogim pravilima i propisima klasifikacijskih društava (neka su od njih udruŹena u International Association of Classification Societies, IACS) i sluŹe za valorizaciju pomorskih objekata kroz procedure za klasifikaciju (dodjelu "klase") i inspeksijski nadzor. Sve navedeno vodi do *svrhe istraŹivanja* koja je: analizirati utjecaj morskog okoliša na mehaniĉke karakteristike i trajnost brodograđevnih ĉelika na primjeru brodograđevnog ĉelika povišene ĉvrstoće, te predloŹiti numerički model koji će u obzir uzeti stohastiĉki karakter utjecaja morskog okoliša kako bi se dobila dodatna saznanja o ponašanju tog

materijala iz kojih proizlaze preporuke klasifikacijskim društvima za prilagodbu tehničkih propisa i tzv. preporučene prakse za upotrebu tog materijala u pomorstvu. Cilj je istraživanja razviti stohastički numerički model zamora brodograđevnog čelika povišene čvrstoće temeljen na stohastičkim parametrima teorije mehanike loma koji će predvidjeti vijek trajanja pomorske konstrukcije, usporediti ga s postojećim propisima i preporukama klasifikacijskih društava te donijeti preporuke za inspekcijske nadzore.

Za ostvarivanje navedenog cilja, tijekom istraživanja ispitan je dugoročni utjecaj morske okoline na brodograđevni čelik povišene čvrstoće u realnim uvjetima u moru Riječkog zaljeva.

1.4 Znanstvena metodologija istraživanja

Istraživanje se sastoji od eksperimentalnog i numeričkog dijela, te je izrađeno sljedećom metodologijom:

- izrađeni su standardizirani uzorci materijala od brodograđevnog čelika povišene čvrstoće AH36 (EN ISO 6892-1). Testovi uranjanja izvedeni su u trima vrstama korozivnog okoliša: slatka voda, morska voda, zona plime i oseke. Po pet uzoraka bilo je uronjeno u svaki od okoliša na periode od 6, 12, 24, 36 mjeseci
- učestalost i veličina oštećenja površine uzoraka uzrokovanih djelovanjem korozivnog okoliša utvrđena je optičkom analizom, svjetlosnim i pretražnim elektronskim mikroskopom (SEM)
- promjene mehaničkih svojstava utvrđene su mehaničkim ispitivanjima koja su izvedena prema standardima EN ISO 6892-1, ASTM E8/E8M, ISO 6507-1, ASTM E23-18 za određivanje vlačne čvrstoće, tvrdoće i žilavosti uzoraka
- razvijen je numerički model korozije čelika izloženog korozivnom okolišu na osnovu izmjerenih podataka temeljen na stohastičkom pristupu određivanja parametara procesa korozije (raspored i dubina korozivnih jamica). Model je podvrgnuti simulaciji statičkog vlačnog pokusa metodom konačnih elemenata, koji je potvrdio promjene mehaničkih karakteristika materijala
- primjena vjerojatnosnog pristupa procjene zamora materijala koji uključuje stohastičko opterećenje na konstrukcijski detalj pomorskih objekata, Monte Carlo metodom. Probabilistički pristup temeljen je na teoriji mehanike loma i

pokusnim S-N krivuljama prema BS7910, DNVGL-RP-C203, DNVGL-RP-C210, Proceduri za upotrebu unaprijedene evaluacije nerazarajućim metodama ispitivanja za kontejnerske brodove 2020 (engl. *Lloyd Register Procedure for the Use of Enhanced NDE for Container Ships*), Vodiču za procjenu zamora materijala odobalnih struktura (engl. *American Bureau of Shipping Guide for Fatigue assesment of offshore structures*), Smjernicama za procjenu Zamora materijala brodova i odobalnih jedinica 2020 (engl. *Bureau Veritas Guidelines for fatigue assesment of ships and offshore units 2020*) i razvijen je poseban računalni program.

1.5 Pregled dosadašnjih istraživanja

Čelične pomorske konstrukcije podložne su koroziji zbog agresivne okoline u kojoj se koriste, bilo da se radi o vanjskom (more i atmosfera) ili unutrašnjem okruženju (balastne vode, gorivo, agresivni teret) [1]. Korozija može dovesti do loma pomorskih konstrukcija. Mnogobrojni su takvi primjeri u pomorskoj praksi, kao npr. potonuće teretnog broda Stolt Rotterdam [2] za vrijeme iskrcaja tereta, kada je oslobođena dušična kiselina ubrzala koroziju i uzrokovala lom. U slučaju jedrenjaka Pogoria, došlo je do loma jarbola zbog korozije na zavarima [3]. Pomorski pogonski sustavi također su izloženi koroziji koja vodi do mehaničkih lomova [4]. Nepravilnost distribucije jamica kod jamičaste korozije na površini konstrukcije, prijetnja je čvrstoći čeličnih konstrukcija, pa je potreban detaljan uvid u nastajanje, veličinu i raspored jamica. Građa jamica može se analizirati primjenom elektronskog mikroskopa [5], laserskog mikroskopa [6], kompjuterske tomografije [7], interferometrom bijele svjetlosti [8] ili trodimenzionalnim mjerenjem profila [9]. Što se tiče jamičaste korozije kod pomorskih objekata, novija su istraživanja pokazala da na vlačnu čvrstoću brodske oplata značajno utječe dubina i lokacija jamica, te njihova razdioba [10]. Numerička analiza [11] trupa broda izloženog jamičastoj koroziji rezultirala je jednadžbom koja povezuje redukciju vlačne čvrstoće u ovisnosti o volumenu materijala izgubljenog korozijom. Opsežna studija [12] predviđanja oštećenja pomorskih konstrukcija uzrokovanih korozijom formulirala je rast jamica u dubinu materijala kao funkciju vremena [13]. Projektanti najčešće biraju brodograđevne čelike prema ASTM A131 standardu. Mehanička svojstva čelika iz tog standarda s aspekta pukotina i njihova širenja, analizirana su dosad eksperimentalno i numerički [14]. Analiza je pokazala da čelik

DH36 očvršćuje brže u usporedbi s EH36 čelikom, što uzrokuje raniju lokalizaciju i pojavu pukotina, dok je ispitivanje [15] zaostalih naprezanja, koja nastaju u zavarenim konstrukcijama, pokazalo ovisnost zaostalih naprezanja o temperaturi zavarivanja i brzini hlađenja zavara. Jamičasta korozija utječe na karakterizaciju površine i mehanička svojstva kod zavarenih spojeva zbog različite mikrostrukture i kemijskog sastava tzv. tri zone zavara: zone osnovnog materijala, zone utjecaja topline i zone taljenja. Rezultati ubrzanog eksperimenta i numeričke analize [9] za osnovni materijal S235JR i zonu utjecaja topline sučelnog spoja ukazuju na degradaciju mehaničkih svojstava u ovisnosti o veličini jamica, koja ovisi o vremenu. Ispitivanje zamora zavarenih čelnih spojeva brodograđevnih čelika [16] ukazala su da različiti parametri, kao što su tehnika i kvaliteta zavara, vrsta i debljina čelika, utječu na zamornu čvrstoću. Numerička analiza [17] dovela je u svezu vlačnu čvrstoću ukrućene brodske oplata i razdiobu jamica po površini oplata.

Pregledom dostupne literature, primjećuje se nedostatak dugoročnih pokusa utjecaja prirodnog okruženja na razvoj korozije i na mehanička svojstva materijala. Rezultati su najčešće iz ubrzanih testova u kontroliranim uvjetima, te ponekad ne pružaju pravi uvid u razvoj korozije [18]. To je motivacija za prvi dio istraživanja gdje su uzorci brodograđevnog AISI A131 AH36 sučeljno zavarenog čelika izloženi prirodnom okolišu (slatka voda, morska voda, zona plime i oseke) i to na period 6, 12, 24, 36 mjeseci.

Razvoj korozije može se razlučiti na generiranje i rast jamica [19], što se uzima u obzir kod numeričke analize pri čemu se modeliraju odgovarajućim stohastičkim procesima. Stvaranje jamica posljedica je pucanja pasivnog sloja uzrokovano lokalnim slučajnim odstupanjima u strukturi, temperaturi, elektropotencijalu te kemijskom sastavu okoliša na površini materijala [20]. Eksperimentalna ispitivanja pokazuju da se intenzitet pojavljivanja novih jamica smanjuje tijekom vremena [21], [22], tako da se stvaranje jamica modelira nehomogenim Poissonovim procesom [23]. Za modeliranje rasta jamica primjenjuje se Markovljev proces [24] ili gama proces [25]. Realističniji modeli nastanka jamica uzimaju u obzir i repasivaciju [26]. Jedna od metoda za prikaz rasporeda jamica prostorna je statistička analiza koja je temeljena na procjeni udaljenosti između mjesta nastanka događaja, u ovom slučaju mjesta nastanka jamica [27]. Drugi je način analize distribucije jamica implementacija algoritma najbližeg susjeda [28] i primjena prostornog Poissonova procesa [29], [30]. Napetosa korozija (engl. *stress corrosion cracking*, SCC) proces je kod kojeg pukotina napreduje

u materijalu pod istovremenim utjecajem statičkog vlačnog naprezanja (zaostalog i/ili naprezanja uzrokovanog vanjskim opterećenjem) i korozivne sredine.

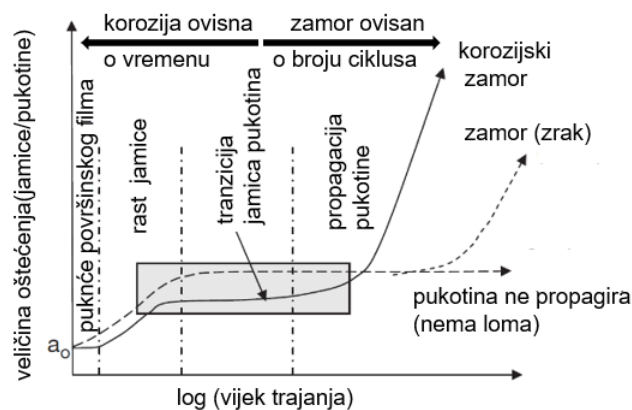
Pukotine mogu rasti brzinama od 10^{-12} do 10^{-3} m/s, a mogu propagirati u materijalima koji su zaštićeni premazom i nisu neposredno izloženi koroziji [31]. Napetosna korozija uzrok je velikog broja lomova u industriji, te je stoga predmet mnogih istraživanja [32], [33], [34]. Razlikuju se dva načina širenja napetosne korozije: intergranularno, ako propagira duž granice zrna i transgranularno, ako propagira preko kristalnog zrna. Može se dogoditi da korozija propagira najprije na jedan način, onda na drugi način, što ovisi o lokalnim promjenama mikrostrukture materijala ili npr. promjeni pH. Tri su najvažnija faktora koji utječu na sklonost materijala napetosnoj koroziji: stanje naprezanja, mikrostruktura materijala, karakteristike korozivne sredine. Propagacija pukotina kod statičkog opterećenja događa se u slučaju kad naprezanje prijeđe određeni prag naprezanja. Stanje naprezanja na vrhu pukotine opisuje faktor intenzivnosti naprezanja (engl. *stress intensity factor*, SIF) koji ovisi o geometriji konstrukcije i pukotine, naprezanju, tako da se može reći da pukotina propagira iznad kritične vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja za napetosnu koroziju. Mikrostrukturne promjene, koje se događaju unosom topline u materijal (npr. zavarivanjem), značajno mijenjaju otpornost konstrukcije prema napetosnoj koroziji. Tako npr. senzibilizacija (izlučivanje karbida duž granice zrna) austenitnih čelika [35], u velikoj mjeri povećava osjetljivost čelika na intergranularnu koroziju u relativno neagresivnom okolišu. Treći najvažniji faktor koji utječe na napetosnu koroziju karakteristike su okoliša: kemijski sastav, pH, temperatura, protok. Ti faktori potiču na stvaranje kritičnog električnog potencijala, tj. električnog toka potrebnog za početak korozije. Gustoća električnog toka kod napetosne korozije veća je na vrhu pukotine nego na stijenkama, ukoliko je gustoća jednaka dolazi do stvaranja jamičaste korozije [32].

Komparativna analiza [14] brodograđevnih čelika podvrgnutih napetosnoj koroziji u laboratorijskim uvjetima pokazala je degradaciju vlačne čvrstoće u ovisnosti o temperaturi i kemijskom sastavu otopine.

Korozijski zamor materijala nastaje kod konstrukcija koje su izložene dinamičkom opterećenju u korozivnom okolišu. Za razliku od napetosne korozije, utjecaj korozivne sredine kod korozijskog zamora je manji [36], kao što je i manji zamorni vijek trajanja konstrukcija u odnosu na konstrukcije u neutralnoj sredini.

Testiranja visokocikličkog zamora izvode se tako da se standardizirane epruvete izlože cikličkom opterećenju na tzv. umaralicama. Rezultati su ispitivanja dijagrami koji prikazuju ovisnost amplitude naprezanja o broju ciklusa do loma, tzv. *S-N* krivulje. One definiraju dinamičku izdržljivost kod određenog broja ciklusa koja je manja u korozivnoj sredini za razliku od neutralne sredine, upravo zbog pojave mikropukotina u jamicama i neravninama uzrokovanih korozijom.

Proces korozijskog zamora sastoji se od nekoliko stadija: proboj površinskog sloja, početak stvaranja jamica, rast jamica, tranzicija jamica u pukotinu, rast malih pukotina, rast dugih pukotina, konačni lom slika 1.1.



Slika 1.1 Korozijski zamor, [37]

Poseban problem kod zamora čelika u korozivnim uvjetima tranzicija je jamice u pukotinu. Pojava jamica uzrokuje promjenu raspodjele naprezanja u blizini jamica. Rastom jamica povećava se i naprezanje [38] u okolini jamice, što uzrokuje lokalno tečenje i pojavu plastične deformacije na rubnim dijelovima jamice [39], [40] koje su na taj način pogodna mjesta za nastanak pukotine. Započete pukotine propagiraju u pravcu ravnina klizanja koje su pod kutom od 45° kod jednoosnog opterećenja. Njihovo napredovanje može biti usporeno mikrostrukturnim preprekama kao što su granice zrna, zone perlita ili zrna sekundarnih faza [41]. Ako naprezanje nije dovoljno veliko da pukotina prevlada prepreku i nastavi s propagacijom, ona ostaje neaktivna. U korozivnoj sredini napredovanje pukotine olakšano je jer se prepreke nakon nekog vremena otapaju i pukotina nastavlja s propagacijom [42], [43].

Istraživanja [44] na niskolegiranim čelicima povišene čvrstoće na zraku pokazala su smanjivanje broja ciklusa do početka stvaranja pukotina porastom dubine jamica, dok su u molarnoj otopini NaCl pokazala daljnje smanjivanje broja ciklusa inicijacije u odnosu na zrak i promjenu ponašanja materijala, tj. primijećena je propagacija

postojećih pukotina, a manje stvaranje novih. Ispitivanja aluminija [45] u 3.5% otopini NaCl za različite vremenske intervale ukazala su na ubrzanje stvaranja pukotina i značajnog smanjivanja ukupnog zamornog vijeka trajanja ispitnih uzoraka. Eksperimentalna ispitivanja u laboratoriju i ispitivanja tijekom eksploatacije izloženih površina pokazala su spajanje manjih jamica u veće, dok je raspodjela naprezanja kod onih jamica koje se nisu spojile utjecala na stvaranje pukotina i spajanje manjih pukotina u veće [46], [47]. Praćenje inicijacije i rasta malih pukotina koje nastaju tom tranzicijom u ubrzanim testovima u korozivnim uvjetima tehnički je vrlo zahtjevno i skupo [48]. Većina razmatranih studija utjecaja morske okoline na brodograđevne čelike, izvršena je u laboratorijskim uvjetima, koji simuliraju prirodni okoliš [49] i to ubrzano [9]. U korozivnom okolišu gdje jamičasta korozija prethodi širenju pukotina, procjena zamornog vijeka trajanja složen je postupak zbog spomenutih faza razvoja jamice i pukotine. Za određivanje ukupnog zamornog vijeka trajanja konstrukcije potrebno je odrediti vrijeme tranzicije jamice u pukotinu odnosno broja ciklusa za inicijaciju pukotine iz jamice [50], [51]. Noviji radovi modeliraju taj prijelaz stvaranjem mikropukotina u kristalnim zrnima [52], dok postojeći modeli reduciraju problem na dvije faze: rast jamica i rast dugih pukotina [53], [54], [55]. Faza rasta jamice modelirana je teorijom rasta jamičaste korozije, dok se rast pukotine modelira Paris-Erdoganovom jednadžbom (str.36 u nastavku ovog rada). Točka tranzicije je definirana linearno elastičnom mehanikom loma (engl. *linear elastic fracture mechanics*, LEFM) odnosno rasponom faktora intenzivnosti naprezanja, tj. njegovim pragom širenja pukotine (ΔK_{th} , engl. *SIF threshold*). Neki od modela dani su u nastavku:

- Hoepfnerov model [56] poznat je još kao model kritične veličine jamice jer procjenjuje vrijeme koje je potrebno da se dostigne kritična veličina jamice kod koje se otvara pukotina. Granični uvjet, tj. kritični raspon faktora intenzivnosti naprezanja određuje se eksperimentalno. Kad pukotina počne propagirati, vrijeme do loma određuje se metodama teorije mehanike loma. Zamorni vijek trajanja određuje se zbrojem oba vremena. Model je definiran sljedećim izrazima:

$$K = 1,1\sigma(\pi d/Q)^{0,5}, \quad (1.1)$$

$$a = Ct^3, \quad (1.2)$$

pri čemu je K [MPamm^{0,5}] faktor intenzivnosti naprezanja, σ [MPa] naprežanje, d [mm] dužina jamice, Q koeficijent oblika pukotine, a [mm] dubina jamice, t [s] vrijeme potrebno da jamica naraste do određene dubine, C [mm/s³] konstanta ovisna o materijalu i okolišu.

- Lindelyev model [57] predlaže određivanje kritičnog raspona faktora intenzivnosti naprezanja, pri kojem će jamica prijeći u pukotinu na osnovu oblika jamica za koji se pretpostavlja da je polueliptičan. Kritični raspon faktora intenzivnosti naprezanja definiran je kao:

$$\Delta K_{th} = \frac{\Delta \sigma \sqrt{\pi a (1,13 - 0,07 \left(\frac{a}{c}\right)^{0,5})}}{\left(1 + 1,47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,64}\right)^{0,5}}, \quad (1.3)$$

pri čemu je ΔK_{th} [MPamm^{0,5}] kritični raspon faktora intenzivnosti naprezanja ili prag širenja pukotine, $\Delta \sigma$ [MPa] raspon naprezanja, a i c [mm] duljina male i velike poluosi poluelipse.

- Kawai-Kasai model [58] na osnovu eksperimenata određuje veličinu amplitude naprezanja uz maksimalnu dubinu jamice kada počinje propagacija pukotine, pri čemu je oblik jamica eliptičan. Model je definiran izrazom:

$$\Delta \sigma_a = \frac{\Delta K_a}{F \sqrt{\pi h_{max}}}, \quad (1.4)$$

gdje je $\Delta \sigma_a$ [MPa] amplituda naprezanja, ΔK_a [MPamm^{0,5}] dozvoljeni raspon faktora intenzivnosti naprezanja koji se dobiva eksperimentalno, h_{max} [mm] maksimalna dubina jamice, F faktor korekcije, koji ovisi o geometriji uzorka i jamice.

- Kondov model [54] opisuje kritično stanje jamice kad prelazi u pukotinu koristeći izraze za faktor intenzivnosti naprezanja i za rast jamice. Za oblik jamice pretpostavlja oblik polusfere, dok je kritični moment tranzicije kad rast pukotine premašuje rast jamice, kod kritičnog raspona faktora intenzivnosti naprezanja ΔK_p . Model je dan sljedećim izrazima:

$$\Delta K_p = 2.24 \sigma_a \sqrt{\frac{\pi c a}{Q}}, \quad (1.5)$$

$$c = A t^{\frac{1}{3}}, \quad (1.6)$$

gdje je $\Delta\sigma_a$ [MPa] amplituda naprezanja, c [mm] polumjer jamice, a omjer dubine i promjera jamice, Q geometrijski faktor, A [mms³] eksperimentalna konstanta ovisna o materijalu i okolišu, t [s] vrijeme.

- Chenov model [39] uzima dva kriterija za tranziciju jamice u pukotinu:
 - a) ekvivalentni raspon faktora intenzivnosti naprezanja mora biti veći od praga širenja pukotine,
 - b) brzina rasta pukotine mora biti brža rasta jamice.

Model je definiran sljedećim jednadžbama:

$$\Delta K_{tr} = \frac{1.12 k_t \Delta\sigma \sqrt{\pi c_{tr}}}{\varphi}, \quad (1.7)$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{jam} = \frac{C_p}{2\pi} \beta^2 c^{-2}, \quad \left(\frac{da}{dN}\right)_{pu} = C_F (k_t \Delta\sigma)^n \varphi^{-2} c^{0.5n} f \quad (1.8 \text{ a,b})$$

gdje je ΔK_{tr} [MPamm^{0.5}] raspon faktora intenzivnosti naprezanja za tranziciju, k_t koeficijent koncentracije naprezanja, c_{tr} [mm] radijus jamice kod ΔK_{tr} raspona faktora intenzivnosti naprezanja, c [mm] radijus jamice, $\Delta\sigma$ [MPa] amplituda naprezanja, φ faktor oblika jamice, β omjer dubine i promjera jamice, f [1/s] frekvencija opterećenja, C_p [mm³/s], C_F [mm/(MPamm^{0.5})ⁿ] i n su eksperimentalne konstante.

- Rokhlinov model [59] primjenjuje mehaniku loma za modeliranje propagacije malih pukotina i dugih pukotina upotrebom dvaju različitih raspona faktora intenzivnosti naprezanja:

$$\Delta K_1 = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{Q} F_C f_b f_c}, \quad \Delta K_2 = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{Q} F_S f_c}, \quad (1.9 \text{ a,b})$$

gdje su ΔK_1 i ΔK_2 [MPamm^{0.5}] rasponi faktora naprezanja za male i duge pukotine, Q , F_C , f_b , F_S geometrijski faktori, f_c faktor zatvaranja pukotine.

Ukupan zamorni vijek (N_p) računa se zbrojem dviju faza propagacije:

$$N_p = \int_{a_{th}}^d \frac{da}{C_1 (\Delta K_1(a))^{m_1}} + \int_d^h \frac{da}{C_2 (\Delta K_2(a))^{m_2}}, \quad (1.10)$$

gdje je h [mm] debljina uzorka, a [mm] dubina pukotine pri ΔK_1 i ΔK_2 , d [mm] dubina jamice, C_1 [mm/(MPamm^{0,5})^{m1}], C_2 [mm/(MPamm^{0,5})^{m2}], m_1 , m_2 konstantne dobivene eksperimentalno.

- Ishiarin model [53] temeljen je na ispitivanjima aluminiija u 3 % NaCl otopini, koja su pokazala da rast jamice ne ovisi samo o vremenu već i o amplitudi i frekvenciji naprezanja. Rast jamice dan je formulom:

$$a = 2,34 \cdot 1,014^{\sigma_a} t^B, \quad (1.11)$$

gdje je a [mm] dubina jamice, σ_a [MPa] amplituda naprezanja, B koeficijent određen eksperimentom, t [s] vrijeme. Kritični raspon faktora naprezanja za tranziciju dobiva se Murakamijevim modelom [60] tranzicije:

$$K_{p \rightarrow c} = 0,65 \sigma_a \sqrt{\pi \sqrt{(area)_{p \rightarrow c}}}, \quad (1.12)$$

gdje je $K_{p \rightarrow c}$ [MPamm^{0,5}] kritični raspon faktora intenzivnosti naprezanja, 0,65 faktor korekcije, σ_a [MPa] amplituda naprezanja, $area$ [mm²] površina projekcije jamice.

- Model Sriramana i Pidapartija [61] uzima u obzir istovremeno djelovanje korozivnog okoliša i zamornog opterećenja. Ukupni zamorni vijek trajanja zbroj je vremena inicijacije pukotine i propagacije do loma. Vrijeme inicijacije pukotine vrijeme je potrebno da jamica dostigne potrebnu kritičnu dubinu pri kojoj će raspon faktora naprezanja premašiti kritični raspon faktora naprezanja za inicijaciju pukotine. Rast jamice uključuje Kondov i Ishiharin model, dan je izrazom:

$$a_p = \left(\frac{3M}{2\pi n F \rho} \right)^{\frac{1}{3}} (I_p)^{\frac{1}{3}} (A') (t)^{\frac{1}{3}} \quad (1.13)$$

gdje je a_p [mm] dubina jamice, M [g/mol] molna masa legure, n valencija atoma, F [C/mol] Faradeyeva konstanta, ρ [g/mm³] gustoća legure, I_p [A] gustoća korozijske struje, $A' = 1.01 \sigma_a$, σ_a [MPa] amplituda naprezanja, t [s] vrijeme. Ako se pretpostavi polusferni oblik jamice u ravnini, raspon faktora intenzivnosti naprezanja (ΔK) bio bi:

$$\Delta K = \left(\frac{2.2}{\pi} \right) k_t \Delta \sigma \sqrt{\pi a_p} \quad (1.14)$$

gdje je k_t faktor koncentracije naprezanja, $\Delta \sigma$ [MPa] raspon naprezanja.

- Model Li-Akid [62] obuhvaća rast jamica, propagaciju malih pukotina i rast dugih pukotina. Rast jamica modeliran je na dva načina:
 - a) eksponencijalnim zakonom rasta

$$a_p = A \left(\frac{N_{pit}}{N_f} \right)^B \quad (1.15)$$

gdje je N_{pit} broj ciklusa opterećenja dok jamica raste, N_f broj ciklusa opterećenja do loma, A [mm] i B eksperimentalne konstante.

- b) Faradayevim zakonom rasta

$$a_p = \left(\frac{3M}{2\pi n F \rho} \right)^{\frac{1}{3}} (t)^{\frac{1}{3}} \quad (1.16)$$

gdje je M [g/mol] molna masa legure, n valencija atoma, F [C/mol] Faradeyeva konstanta, ρ [g/mm³] gustoća legure. Rast malih i dugih pukotina modeliran je empirijskom jednačbom sličnoj Paris-Erdoganovoj jednačbi.

Pomorske konstrukcije smatraju se izloženima konstantnim dinamičkim opterećenjima, tako da se pukotine mogu pojaviti na različitim lokacijama u ranoj fazi zamornog vijeka trajanja koji se može podijeliti u tri faze: faza nastajanja pukotine, faza propagacije i konačni lom [63]. Iz tog razloga, važno je tijekom eksploatacije pomorskih

konstrukcija provoditi inspekcijski nadzor, primjenom nerazarajućih metoda ispitivanja (npr. ultrazvuk, vrtložne struje) i to nakon određenog vremenskog intervala što se zove planiranje inspekcije.

Dva su osnovna pristupa kod procjene zamornog vijeka trajanja: *S-N* pristup klasificiranim pokusnim krivuljama i pristup mehanike loma, tj. propagacije pukotine. Eksperimentalne, klasificirane *S-N* krivulje osnova su procjene zamornog vijeka, ali je nedostatak taj što su dobivene na konstrukcijskim detaljima i njihov lom ne daje uvijek realnu sliku loma pomorskih konstrukcija koje su u naravi velike i redundantne. Drugi je nedostatak i to što nema direktne veze između veličine pukotine i akumuliranog oštećenja. Vremenski interval inspekcije određen je brojem ciklusa opterećenja, odnosno rastom pukotine dobivenim primjenom mehanike loma. Zbog stohastičke prirode parametara povezanih s inicijacijom pukotine, raspodjelom lokalnog naprezanja, opterećenja [64], planiranje inspekcija, održavanja, popravaka i pouzdanosti trebalo bi računati probabilističkim metodama. Parametri vezani uz propagaciju pukotine, raspodjela početnih oštećenja, prag širenja pukotine također imaju stohastički karakter i utječu na vjerojatnost otkrivanja pukotine nerazarajućim postupcima. Probabilistički pristup optimalnog planiranja inspekcije, održavanja i popravaka za brodske konstrukcijske detalje temeljen na propagaciji pukotina predložen je u radu Solimana, Frangopola i Mondora [65]. Osnova je modela raspodjela naprezanja i geometrijski oblik oštećenog mjesta. Vrijeme potrebno za inspekciju određeno je rješavanjem problema optimizacije uz smanjivanje troškova održavanja i povećavanja očekivanog vremena eksploatacije.

Kod projektiranja pomorskih konstrukcija razlikujemo nekoliko graničnih stanja, nakon kojih konstrukcija ne obavlja funkciju [66]:

- konačno granično stanje (engl. *ultimate limit state, ULS*), odnosi se na statičku stabilnost, nosivost, izvijanje, velike deformacije, intenzivno tečenje
- zamorno granično stanje (engl. *fatigue limit state, FLS*), odnosi se na akumulaciju oštećenja zbog cikličkog opterećenja
- neočekivana granična stanja (engl. *accidental limit state, ALS*), odnose se na iznenadna opterećenja, nepogode, nesreće
- granično stanje upotrebljivosti (engl. *serviceability limit state, SLS*), odnosi se na vibracije, temperaturne deformacije

Uvođenjem funkcije graničnog stanja ili funkcije sigurnosne margine koja definira sigurnost ili lom, za zamorno granično stanje, moguće je trenutno odrediti pouzdanost

konstrukcije. Funkcija može biti definirana različitim kriterijima ovisno o izabranim parametrima. Ako su parametri stohastički, dobiva se funkcija pogodna za probabilističku analizu konstrukcije. Metoda procjene [67] pouzdanosti trupa teretnog broda tijekom 25 godina eksploatacije, funkciju graničnog stanja definira pomoću von Misesova kriterija loma. Strukturni pomaci određeni su primjenom metode konačnih elemenata. Studija pouzdanosti nosivog stupa odobalnog vjetrogeneratora [68] definira graničnu funkciju stanja dozvoljenim izvijanjem. Palmgren-Miner pravilo je osnova za funkciju graničnog stanja temeljenoj na akumulaciji oštećenja iz koje slijedi vjerojatnost loma [69]. Funkcija graničnog stanja [70] koja procjenjuje kritičnu veličinu pukotine, izvedena je na osnovu dijagrama procjene loma (eng. *failure assessment diagram, FAD*), koji uzima u obzir naprezanje tečenja i faktor intenzivnosti naprezanja. Za razliku od *S-N* pristupa, teorija mehanike loma daje uvid u ovisnost veličine pukotine o broju ciklusa opterećenja, ali rezultati analize primjenom mehanike loma ovise o više parametara nego *S-N* analiza: početna veličina pukotine, faktor intenzivnosti naprezanja, parametri rasta pukotine. Iz tog se razloga provodi kalibracija mehanike loma, kako bi se dobili isti rezultati, tj. vjerojatnosti loma, kao i kod *S-N* pristupa [71]. Ovakva metodologija ima svoje početke u osamdesetim godinama prošloga stoljeća, kad je DNV (*Det Norske Veritas*) pokrenuo zajednički projekt s industrijom za optimiranje troškova inspekcije i održavanja odobalnih objekata [72]. Postoji velik broj istraživanja navedenom metodologijom [73], [74], [75], [76] kod kojih je rezultat, tzv. indeks pouzdanosti. Vrijednost kumulativne funkcije standardne normalne razdiobe za negativni indeks pouzdanosti vjerojatnost je loma za određeni broj ciklusa (ili vremena). Indeks pouzdanosti rezultat je FORM metode (engl. *first order reliability method*) metode, kod koje se funkcija sigurnosne margine izražava tako da bude funkcija normaliziranih, nekoreliranih, normalno distribuiranih varijabli. U funkciji sigurnosne margine ima i slučajnih varijabli koje ne slijede normalnu razdiobu i tada je potrebno transformirati razdiobu slučajne varijable u normalnu. FORM metoda daje prihvatljive rezultate kad funkcija graničnog stanja nije previše nelinearna. Razvijena je sedamdesetih godina prošlog stoljeća i ne zahtijeva velike računalne resurse. Pored FORM metode, za izračun vjerojatnosti loma koriste se i druge metode kao što su: SORM (engl. *second order reliability method*), latinska hiperkocka, metoda uzorkovanja po važnosti (engl. *importance sampling*), Monte Carlo. Probabilistička analiza [77] godišnjih vjerojatnosti loma za teretni brod tijekom 25 godina eksploatacije usporedila je rezultate dobivene metodama FORM, SORM i

uzorkovanjem po važnosti, pri čemu je FORM metoda pokazala 15% manju vjerojatnost loma u odnosu na druge dvije metode koje su dale približno iste rezultate. Monte Carlo metoda u kombinaciji s metodom konačnih elemenata primijenjena je kod procjene inspekcijskih intervala kontrole ukrepljenih ploča teretnog broda [78]. Parametri koji utječu na rast pukotine razmatrani su kao slučajne varijable s odgovarajućim razdiobama.

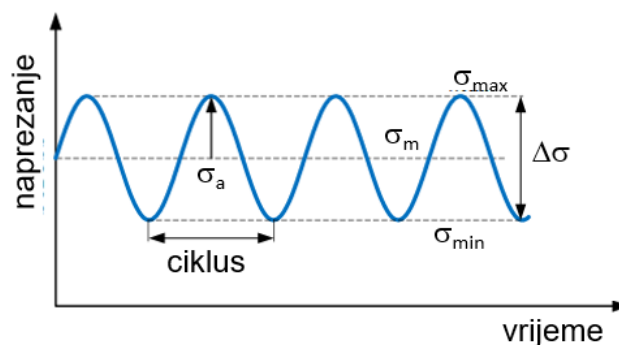
Koncept ažuriranja vjerojatnosti zamornog loma, pomoću događaja (događaj je u ovom slučaju ishod nerazarajućeg ispitivanja materijala) uveo je Madsen [79], [80]. Kod ažuriranja vjerojatnosti zamornog loma primjenjuju se metode Bayesove analize [81], [82] dok se parametri teorije mehanike loma izvode iz $S-N$ krivulja. Ideja ažuriranja vjerojatnosti zamornog loma dodatno je proširena [83] i na ažuriranje stohastičkih parametara pri čemu se statistička razdioba parametra ne mijenja nego se reducira standardna devijacija. Ovakva metoda je primijenjena kod planiranja inspekcija čeličnih mostova [84]. Budući da pristup FORM metodom zahtijeva pojednostavljenje funkcije graničnog stanja, postupak ne daje uvijek konvergentna rješenja. To je motivacija za drugi dio istraživanja kod kojeg bi se metodom Monte Carlo, uz primjenu funkcije sigurnosne margine, te uz rezultate ispitivanja čelika u morskome okolišu dobile vjerojatnosti loma (tj. zamorni vijek trajanja) u ovisnosti o vremenu, dijagrami ažurirane vjerojatnosti nakon inspekcije provedene nerazarajućom metodom i dijagrami rasta pukotine u ovisnosti o vremenu.

2. Metode procjene dinamičke izdržljivosti

Drugo poglavlje obuhvaća metode procjene dinamičke izdržljivosti, u prvom redu S-N metodu koja uključuje pristup nazivnog naprezanja, žarišnog naprezanja, zarezno naprezanja, a zatim i teoriju mehanike loma s Paris-Erdoganovim zakonom propagacije pukotine, te vjerojatnosne metode koje su nastavak prethodnih determinističkih pristupa. Najvažniji moment kod vjerojatnosnog pristupa uvođenje je koncepta funkcije graničnog stanja. Na kraju poglavlja prikazane su preporuke klasifikacijskih društava za procjenu parametara i proračun zamornog vijeka zavarenih pomorskih konstrukcija.

2.1 S-N krivulje

Jedan od najčešćih načina utvrđivanja zamornog vijeka trajanja konstrukcijskih detalja je S-N krivuljama (*Wöhlerove krivulje*), koje prikazuju odnos između raspona naprezanja $\Delta\sigma$ (ΔS) i broja ciklusa do loma kod određenog raspona naprezanja, slika 2.1. S-N krivulje dobivaju se testiranjem uzoraka zadane geometrije, kvalitete izrade, u različitom okolišu, pri različitim rasponima naprezanja i pri različitim omjerima naprezanja koji su definirani omjerom minimalnog i maksimalnog naprezanja $R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$.



Slika 2.1 Dinamičko opterećenje s konstantnim rasponom naprezanja $\Delta\sigma$, [85]

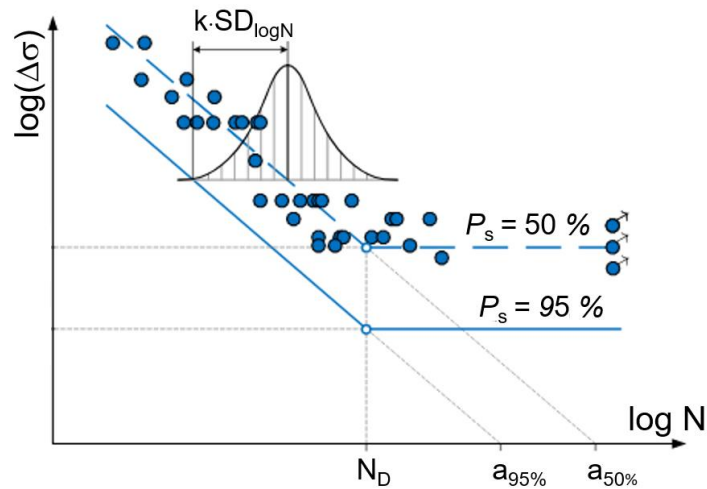
Zamorni vijek kod konstantnog raspona naprezanja definiran je tzv. Basquinovom jednačinom:

$$(\Delta\sigma)^m N = \text{const.} \quad (2.1)$$

U logaritamskom (log-log) mjerilu krivulje su linearne, slika 2.2, dok je broj ciklusa do loma slučajna varijabla s log-normalnom razdiobom. Jednačina krivulje je:

$$m \log(\Delta\sigma) + \log N = \log a, \quad (2.2)$$

gdje je m nagib krivulje, a odsječak na $\log N$ osi sa $S-N$ krivuljom za 50 %-tnu vjerojatnost loma.



Slika 2.2 S-N krivulje u logaritamskom mjerilu, [85]

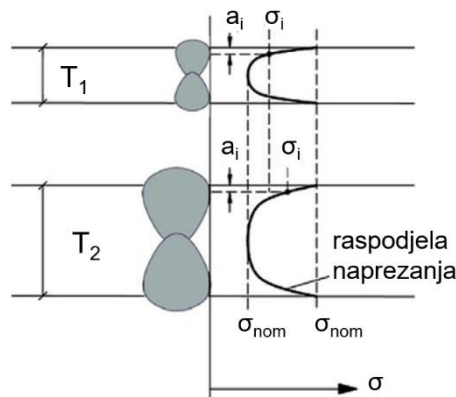
Srednja $S-N$ krivulja daje vrijednosti loma s vjerojatnošću od 50 %, što nije dovoljno za izračun zamornog vijeka, jer se većina zamornih testiranja provodi na malim testnim uzorcima koji nemaju ista zaostala naprezanja kao realne konstrukcije. Testiranja se vrše konstantnim amplitudama i omjerima naprezanja R , dok se u realnoj eksploataciji očekuju različite amplitude i omjeri naprezanja. Krivulju je potrebno prilagoditi tako da se obuhvati raspršenost podataka iz testiranja. Korekcija je dana jednadžbom [86], [87].

$$\log \bar{a} = \log a - 2SD_{\log N} \quad (2.3)$$

gdje je \bar{a} odsječak na $\log N$ osi sa $S-N$ krivuljom uz vjerojatnost loma 2,5 % (ili 5 %), $SD_{\log N}$ standardna devijacija od a . Uobičajene su vrijednosti standardne devijacije [88] između 0,18 i 0,25. Za detalje u pomorskim konstrukcijama može se koristiti standardna devijacija 0,2 [86]. Kod krivulja *Eurocode 3* i *IIW* (engl. *International Institute of Welding*) projektne $S-N$ krivulje dane su uz vjerojatnost loma 5 %. Istraživanja [89] su pokazala da uzorci zavareni debljim limovima imaju manji zamorni vijek trajanja nego uzorci izrađeni od tanjih limova pod istim opterećenjem. Glavni uzroci različitog zamornog vijeka trajanja kod zavarenih debljih i tanjih limova podijeljeni su u tri skupine:

- statistički, u većem volumenu veća je vjerojatnost pojave oštećenja, nečistoća i drugih nepravilnosti,

- tehnološki, tijekom postupka zavarivanja kod debljih uzoraka povećan je unos topline što utječe na strukturu i povećana zaostala naprezanja,
- geometrijski, zbog raspodjele naprezanja početna pukotina kod tanjeg lima, slika 2.3, bit će izložena manjem naprezanju nego početna pukotina kod debljeg lima



Slika 2.3 Utjecaj debljine lima na naprezanje, [90]

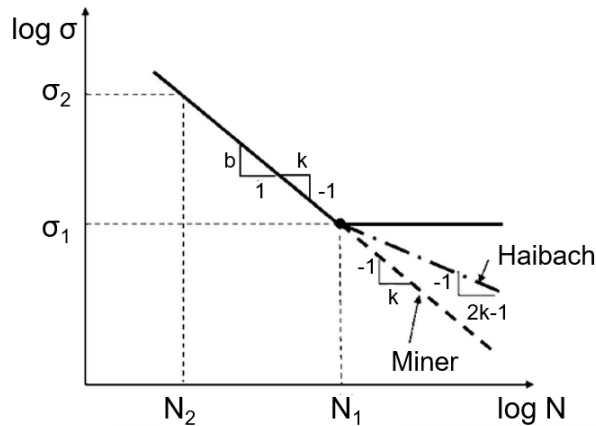
Zbog geometrijskog uzroka broj ciklusa korigira se za debljine limova iznad referentne vrijednosti prema jednadžbi:

$$\log N = \log \bar{a} - m \log \left(\Delta \sigma \left(\frac{t}{t_{ref}} \right)^k \right) \quad (2.4)$$

gdje je N broj ciklusa, m nagib krivulje, \bar{a} odsječak na $\log N$ osi sa $S-N$ krivuljom, $\Delta \sigma$ [MPa] raspon naprezanja, t_{ref} referentna debljina lima 25 mm za zavarene spojeve koji nisu cijevni, k eksponent debljine lima koji ovisi o konstrukcijskom detalju (0,1-0,25).

Realne zavarene konstrukcije izložene su promjenjivom dinamičkom opterećenju za razliku od konstrukcijskih detalja kod određivanja $S-N$ krivulja koji su podvrgnuti ispitnim opterećenima s konstantnom amplitudom. Uočeno je da ciklusi opterećenja s amplitudama manjim od granice zamora također doprinose akumulaciji oštećenja i širenju pukotina koje su nastale kod ciklusa opterećenja s amplitudama iznad granice zamora [88]. Ciklusi s malim amplitudama ne smiju se zanemariti jer bi u suprotnom kod izračuna zamornog vijeka trajanja dovelo do povećanja procjene zamornog vijeka. Jedno je od rješenja tog problema ekstrapolacija $S-N$ krivulje, slika 2.4, što dovodi do konzervativne procjene zamornog vijeka trajanja. Drugo rješenje [91], slika 2.4, za zavarene konstrukcije na zraku produljenje je $S-N$ krivulje ispod granice zamora, ali s nagibom $2m-1$. Kasnije preporuke za zavarivanje čeličnih konstrukcija [92] daju

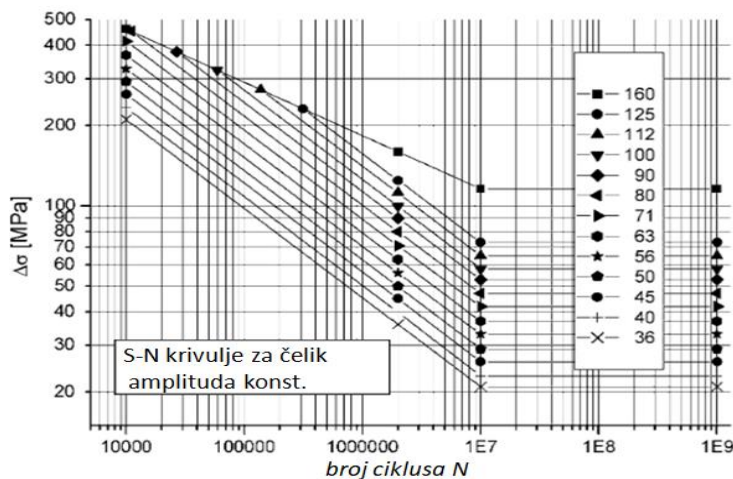
koeficijent $m+2$ i prijelazom kod 10^7 ciklusa. Za zavarene konstrukcije koeficijent m ima vrijednosti oko 3, pa su koeficijenti $2m-1$ i $m+2$ za male amplitude jednaki.



Slika 2.4 Korekcija S-N krivulje, [93]

Projektne krivulje nazivnih napreznja obuhvaćaju S-N krivulje klasificiranih zavarenih konstrukcijskih detalja, razdijeljenih prema otpornosti na zamorna oštećenja. Postoje različite grupe S-N krivulja nazivnih opterećenja objavljenih od strane raznih institucija i registara. Najčešće se koriste krivulje Međunarodnog instituta za zavarivanje (IIV), krivulje Ministarstva energetike Velike Britanije, DNVGL, BV, Eurocode 3, ABS. Krivulje IIV-a su poznate kao FAT krivulje, gdje FAT klasa označava raspon napreznja kod $2 \cdot 10^6$ ciklusa u MPa, slika 2.5. Krivulje DNVGL-a svrstane su u 15 klasa, slika 2.6, koje označavaju tip zavarenog spoja, tj. konstrukcijski detalj i to prema geometriji detalja (14 pločastih i 1 cijevni, koji ima zasebnu krivulju), smjeru dinamičkog opterećenja, načinu izrade, slika 2.7. Krivulje ABS-a slične su DNVGL krivuljama. S-N krivulje vrijede za određenu grupu čelika s obzirom na napreznje tečenja ili maksimalnu vlačnu čvrstoću.

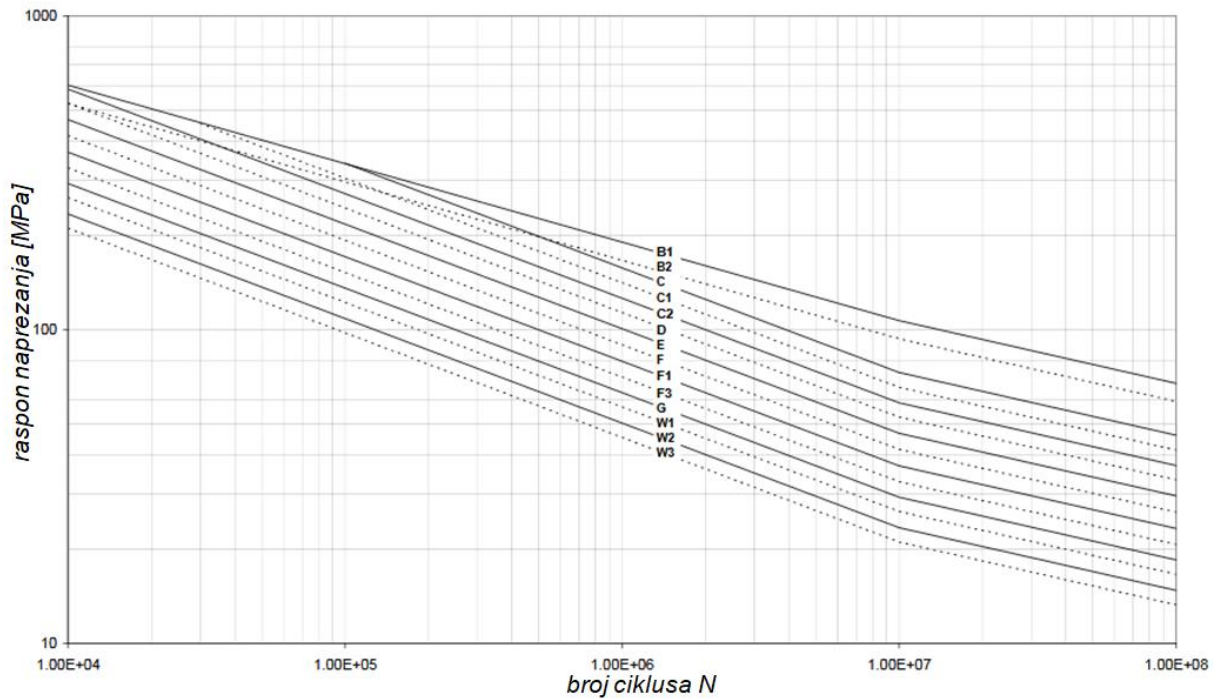
a)



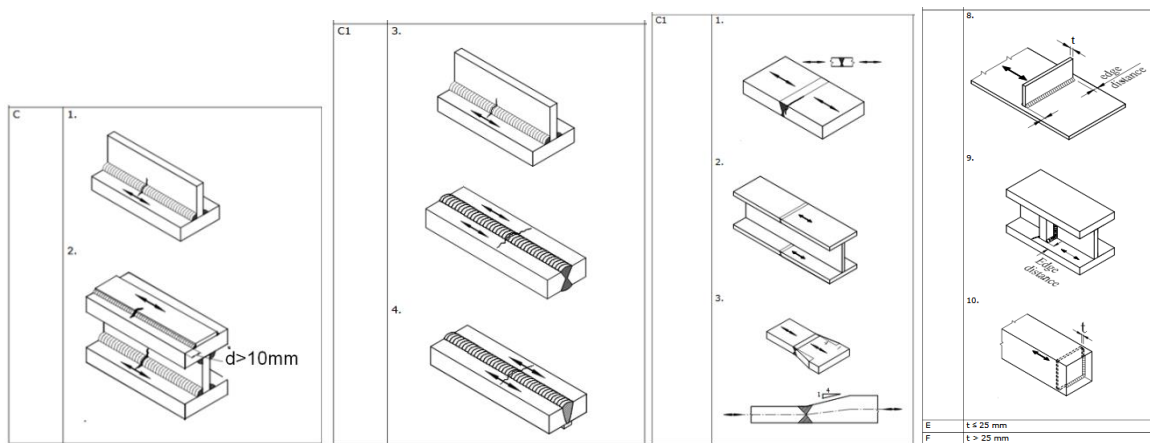
b)

Konstr. detalj	FAT klasa
	100
	90 - 125
	80 - 90
	80
	71
	63
	50 - 80
	40 - 50

Slika 2.5 : a) S-N krivulje za zrak , b) FAT klase konstrukcijskih detalja, [92]

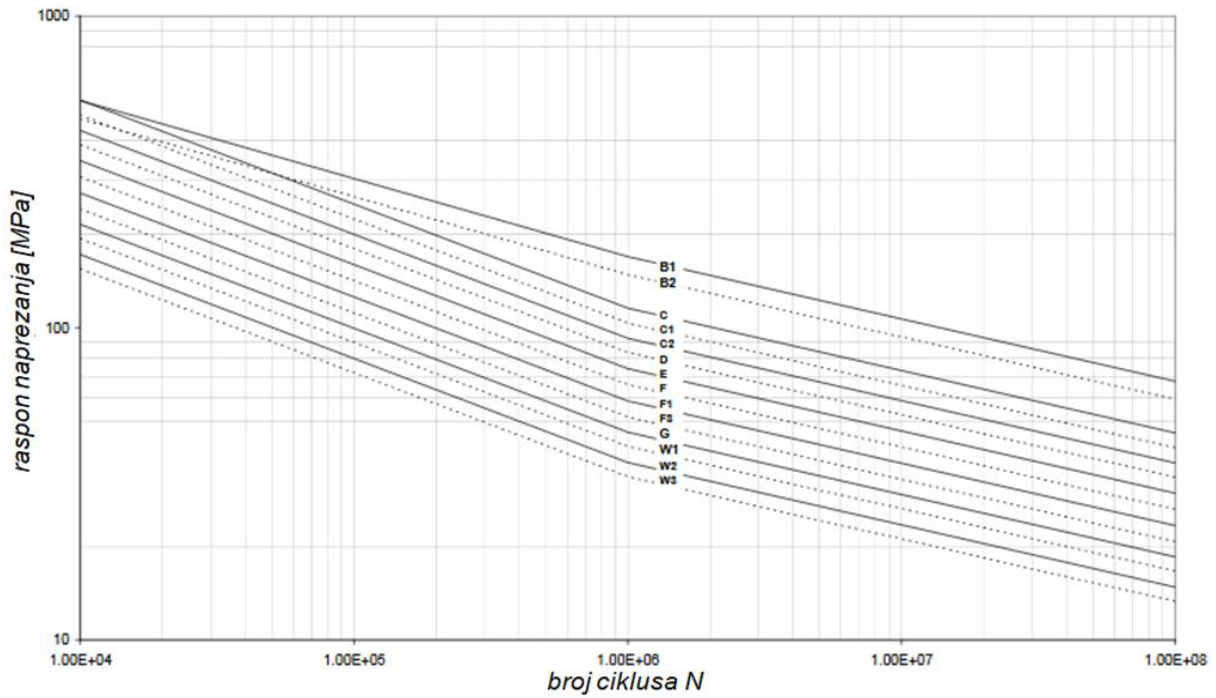


Slika 2.6 S-N krivulje DNVGL za čelik $\sigma_Y < 960$ MPa na zraku, [86]



Slika 2.7 Dio konstrukcijskih detalja, [86]

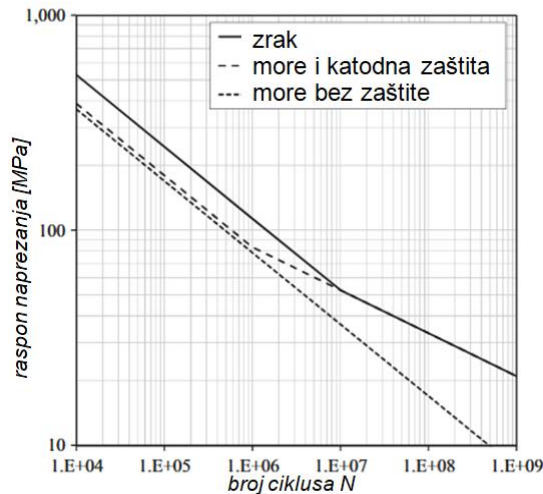
Pored S-N krivulja za čelike na zraku, u standardima se mogu naći i krivulje za čelike izložene korozivnom okolišu, koji značajno utječe na zamorni vijek trajanja, slika 2.8, 2.9, tablica 2.1.



Slika 2.8 S-N krivulja za čelik u morskoj vodi s katodnom zaštitom $\sigma_V < 550$ MPa, [86]

Tablica 2.1 S-N krivulja za čelik u morskoj vodi bez katodne zaštite i premaza, [86]

S-N krivulja	$\log(\bar{a}), m = 3$	eksponent debljine lima
B1	12,436	0
B2	12,262	0
C	12,115	0,15
C1	11,972	0,15
C2	11,824	0,15
D	11,687	0,2
E	11,533	0,2
F	11,378	0,25
F1	11,222	0,25
F3	11,068	0,25
G	10,921	0,25
W1	10,784	0,25
W2	10,630	0,25
W3	10,493	0,25
T	11,687	0,25 za SCF ≤ 10 0,3 za SCF > 10



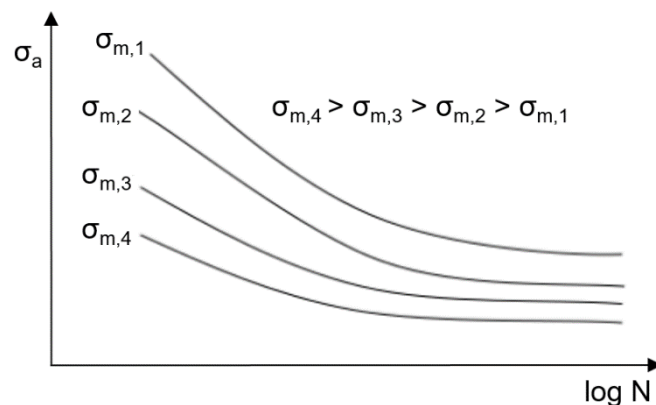
Slika 2.9 S-N krivulja za čelik na zraku i u morskoj vodi s katodnom zaštitom i bez katodne zaštite, [86]

Kod primjene žarišnih (engl. *hot spot*) naprezanja, koristi jedna krivulja D ili FAT 90 jer je najvažnije uzeti u obzir koncentraciju naprezanja zbog prisutnosti zavora, a za to je najjednostavniji sučeljno zavareni spoj [94].

Kao i kod žarišnih naprezanja učinke koncentracije kod zarezanog naprezanja obuhvaća jedna S-N krivulja FAT 225 [95].

2.1.1 Utjecaj srednjeg naprezanja

U osnovnom pristupu S-N krivulje vrijednosti srednjih naprezanja ne uzimaju se u obzir. Problem je naročito izražen ako je omjer naprezanja $R = -1$, kada je srednje naprezanje nula. Realna opterećenja imaju srednja naprezanja različita od nule koja znatno utječu na zamorni vijek trajanja i to tako da veća srednja naprezanja smanjuju zamorni vijek trajanja, slika 2.10.



Slika 2.10 Utjecaj srednjeg naprezanja na dinamičku čvrstoću, [96]

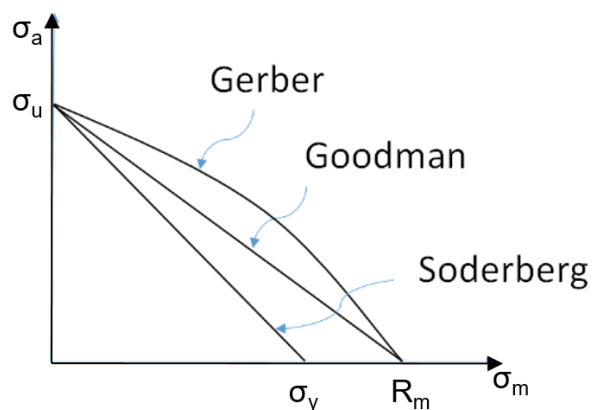
Kako bi se u obzir uzelo srednje naprezanje, zamorni se vijek računa pomoću ekvivalentnog raspona naprezanja σ_a , korištenjem jednog od triju izraza, slika 2.11:

$$\sigma_a = \sigma_U \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_y} \right) \quad \text{Soderberg,} \quad (2.5)$$

$$\sigma_a = \sigma_U \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m} \right) \quad \text{Goodman,} \quad (2.6)$$

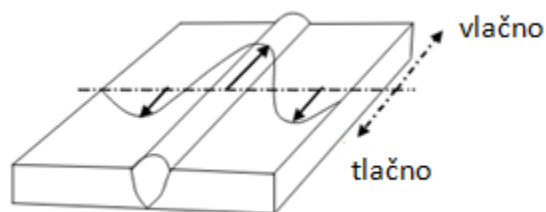
$$\sigma_a = \sigma_U \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \quad \text{Gerber,} \quad (2.7)$$

gdje je σ_u [MPa] dinamička izdržljivost za $R = -1$ i srednje naprezanje 0, R_m [MPa] maksimalna vlačna čvrstoća materijala, σ_y [MPa] naprezanje tečenja, σ_m [MPa] srednje naprezanje .



Slika 2.11 Ekvivalentni raspon naprezanja prema različitim autorima, [96]

Kod zavarenih detalja postoje zaostala vlačna naprezanja u zavarima, slika 2.12. Njihov negativan utjecaj već je uključen kod $S-N$ krivulja, jer se tijekom testiranja za $S-N$ krivulje zaostala naprezanja superponiraju s naprezanjima koja nastaju od testnog dinamičkog opterećenja. Time su srednja naprezanja iznad nule i ne uzimaju se u obzir kod izračuna zamornog vijeka zavarenih spojeva [97], ali se moraju uzeti u obzir kod procjene zamornog vijeka trajanja konstrukcijskih dijelova osnovnog materijala i nezavarenih detalja. Mjerenjima je utvrđeno da su vrijednosti zaostalih naprezanja veće kod malih testnih zavarenih detalja nego kod detalja u punoj veličini, što se objašnjava disipacijom naprezanja na okolni materijal kojeg je više kod stvarne veličine konstrukcija. Iz tog razloga IIW prilikom ispitivanja preporuča $R = 0.5$ kod detalja koji su manji od stvarne veličine.



Slika 2.12 Raspodjela zaostalih napreznja, [97]

2.1.2 Akumulacija oštećenja

Hipoteza linearne akumulacije oštećenja poznata je kao Palmgren-Minerovo pravilo, koje pretpostavlja da je ukupno zamorno oštećenje jednako zbroju akumuliranih oštećenja kod pojedinog raspona napreznja, koje ima zamorni vijek N ciklusa (prema $S-N$ krivulji). Lom nastupa kad je ukupno akumulirano oštećenje $D \geq 1$.

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \geq 1, \quad (2.8)$$

gdje je n_i broj ciklusa opterećenja za određeni raspon napreznja $\Delta\sigma_i$, N_i broj ciklusa do loma za određeni raspon napreznja $\Delta\sigma_i$. Glavni je nedostatak što hipoteza ne uzima u obzir redoslijed opterećenja jer polje zaostalih napreznja prethodnog ciklusa utječu na polje napreznja sljedećeg ciklusa. Kratkotrajno preopterećenje uzrokuje vlačna napreznja koja stvaraju zone plastične deformacije na vrhu pukotine čime nastaju zaostala tlačna napreznja nakon djelovanja preopterećenja, koja povoljno utječu na zamorni vijek trajanja [97]. Zbog svoje jednostavnosti, Palmgren-Minerovo pravilo dominantno je kod izračuna procjene zamornog vijeka konstrukcija bez obzira na nedostatke.

2.1.3 $S-N$ pristup s promjenjivom amplitudom napreznja

$S-N$ pristup procjene zamornog vijeka konstrukcijskog detalja s opterećenjem promjenjive amplitude, obuhvaća model akumulacije oštećenja i upotrebu $S-N$ krivulja dobivenih testovima s konstantnom amplitudom opterećenja. Zamor materijala definiran je kao progresivna akumulacija oštećenja od početnog stanja do loma. $S-N$ krivulje i model akumulacije oštećenja omogućuju jednostavniji izračun zamornog vijeka jer se zaobilazi kompleksni izračun napreznja u blizini vrha pukotine. IIW razlikuje četiri vrste $S-N$ pristupa:

- pristup nazivnog naprezanja
- pristup žarišnog naprezanja
- pristup zareznog naprezanja
- pristup zarezne deformacije

Pristup zarezne deformacije odnosi se na slučajeve niskocikličkog zamora kod kojeg su naprezanja veća od granice tečenja materijala, te zahtjeva analizu plastičnih deformacija, pa se neće razmatrati u ovom radu.

2.1.4 Jednadžba akumulacije oštećenja

Osnovna jednadžba koja daje životni vijek primjenom S-N krivulja prikazuje odnos raspona naprezanja i broja ciklusa (zamorni vijek) je Basquinova jednadžba:

$$N_i = \bar{a}(\Delta\sigma_i)^{-m}, \quad (2.9)$$

gdje je N_i broj ciklusa za određeni raspon naprezanja $\Delta\sigma_i$ [MPa], \bar{a} odsječak na log N osi sa S-N krivuljom, m nagib krivulje. Za jedan ciklus opterećenja, zamorno oštećenje D_i je:

$$D_i = \frac{1}{N_i} = \frac{(\Delta\sigma_i)^m}{\bar{a}}, \quad (2.10)$$

dok je za veliki broj ciklusa opterećenja očekivano zamorno oštećenje:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{1}{\bar{a}} \sum_{i=1}^k n_i (\Delta\sigma_i)^m, \quad (2.11)$$

pa se Palmgren-Minerova jednadžba zamornog oštećenja D može napisati i u sljedećem obliku:

$$D = \int_0^{\infty} \frac{dn}{N(\Delta\sigma)} d(\Delta\sigma), \quad (2.12)$$

gdje je dn broj ciklusa koji ima raspon naprezanja u intervalu $(\Delta\sigma, \Delta\sigma+d\Delta\sigma)$, $N(\Delta\sigma)$ broj ciklusa do loma pri konstantnom rasponu naprezanja $\Delta\sigma$.

Ako se pretpostavi da je raspodjela raspona naprezanja u ciklusu opterećenja slučajna i definirana funkcijom gustoće vjerojatnosti $f(\Delta\sigma)$, uz primjenu Basquinova izraza, izraz za zamorno oštećenje može se napisati :

$$D = \int_0^{\infty} \frac{n_0 f(\Delta\sigma)}{N(\Delta\sigma)} d(\Delta\sigma) = \frac{n_0}{\bar{a}} \int_0^{\infty} (\Delta\sigma)^m f(\Delta\sigma) d(\Delta\sigma) \quad (2.13)$$

gdje je n_0 ukupan broj ciklusa opterećenja zavarenog konstrukcijskog detalja, \bar{a} odsječak na $\log N$ osi sa $S-N$ krivuljom, m nagib krivulje.

Za procjenu zamornog vijeka zavarenih konstrukcijskih detalja pomorskih objekata funkcija gustoće vjerojatnosti dugoročne raspodjela naprezanja dobro se uklapa u dvoparametarsku Weibullovu funkciju gustoće razdiobe [98] :

$$f(\Delta\sigma) = \frac{h}{q} \left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^{h-1} e^{-\left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^h} \quad (2.14)$$

gdje je h parametar oblika Weibullove razdiobe, dok je q parametar mjerila Weibullove distribucije definiran jednađbom:

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln(n_0))^{1/h}} \quad (2.15)$$

gdje je $\Delta\sigma_0$ [MPa] maksimalni raspon naprezanja kod n_0 ciklusa naprezanja.

Uvrštavanjem u jednađbe (2.14) u (2.13) dobiva se :

$$D = \frac{n_0}{\bar{a}} \int_0^{\infty} (\Delta\sigma)^m \frac{h}{q} \left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^{h-1} e^{-\left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^h} d(\Delta\sigma) \quad (2.16)$$

Ovaj integral može se riješiti uključivanjem pomoćne varijable t .

$t = \left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^h$ i derivacijom $d(\Delta\sigma) = \frac{q}{h} \left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^{1-h} \cdot dt$, te se uvrštavanjem dobiva:

$$D = \frac{n_0}{a} q^m \int_0^{\infty} \left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^m \cdot e^{-t} dt = \frac{n_0}{a} q^m \int_0^{\infty} t^{\frac{m}{h}} e^{-t} dt = \frac{n_0}{a} q^m \int_0^{\infty} t^{\left(1+\frac{m}{h}\right)-1} e^{-t} dt \quad (2.17)$$

Rješenje je integrala gama funkcija:

$$\Gamma(n) = \int_0^{\infty} e^{-t} t^{n-1} dt \quad (2.18)$$

pa je konačna jednačina :

$$D = \frac{n_0}{a} q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) = \frac{Tf_0}{a} q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \quad (2.19)$$

gdje je T [s] zadani vijek trajanja konstrukcije ili neki promatrani vremenski period, f_0 [1/s] prosječna frekvencija prolaska nule za dugoročni odziv, koja se dobiva iz tablica (dijagrama) rasipanja valova, gdje su navedeni prosječni periodi prolaska nule. Jednačina je poznata kao zatvoreni oblik jednačine za proračun zamornog vijeka.

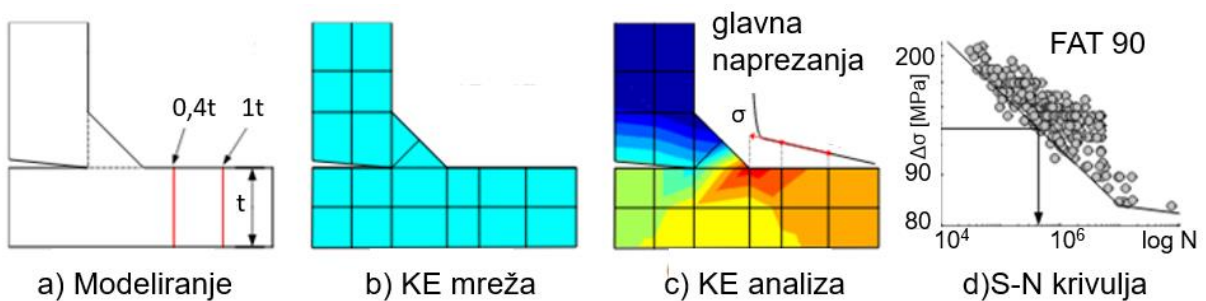
2.1.5 Pristup nazivnog naprezanja

Pristup nazivnog naprezanja najjednostavniji je način procjene zamornog vijeka zavarenog spoja. Kao nazivno naprezanje uzima se prosječno naprezanje zavarenog konstrukcijskog detalja, ali da je dovoljno udaljeno od mjesta koncentracije naprezanja. Kod jednostavnijih konstrukcija nominalno naprezanje određuje se analitički, dok se kod složenijih upotrebljava metoda konačnih elemenata. Utjecaj koncentracije naprezanja obuhvaćen je odgovarajućom $S-N$ krivuljom za određenu geometriju zavarenog detalja. Klasificiranje detalja u određenu $S-N$ krivulju, temelji se na procjeni projektanta za slična naprezanja, što može dovesti do pogrešaka u procjeni zamornog vijeka.

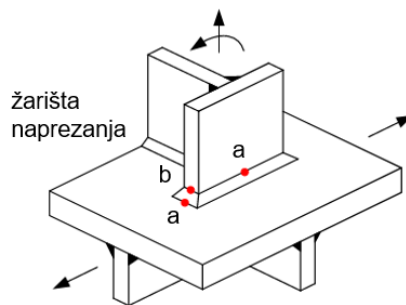
2.1.6 Pristup žarišnog naprezanja

Metoda žarišnog naprezanja (engl. *hot spot*) razvijena je sedamdesetih godina prošlog stoljeća za odobalne objekte (bušeće platforme), gdje se koristila za izračun zamornog vijeka zavarenih cijevnih konstrukcija. Kasnije se razvila u metodu koja se primjenjuje i na ostale zavarene spojeve, te je uključena u standarde (BS 7908, Eurocode 3, DNVGL). Žarišno se naprezanje zove i geometrijsko naprezanje jer se

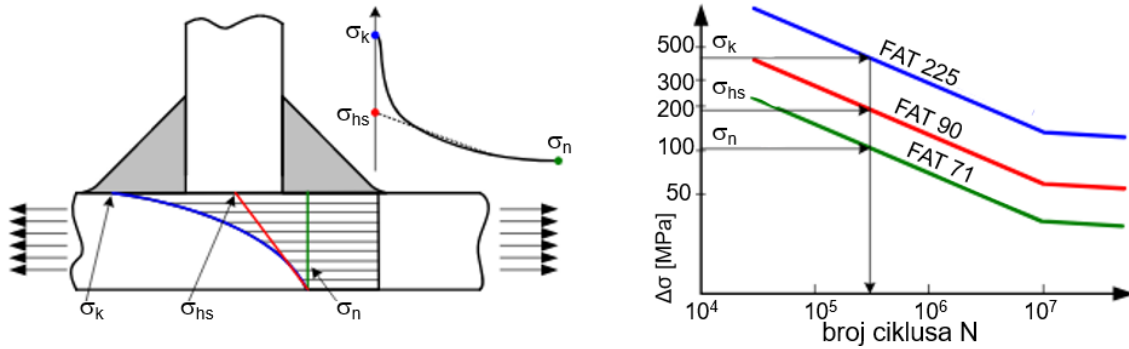
računa u točkama za koje se smatra da će biti mjesto nastanka pukotine i ono uključuje učinke koncentracije naprezanja uslijed geometrije spoja. Dva su načina kojima se računa žarišno naprezanje: ekstrapolacijom pomoću konačnih elemenata ili upotrebom faktora koncentracije naprezanja (*eng. stress concentration factor, SCF*), ako postoji za odgovarajući detalj i koji se množi s nazivnim naprezanjem. Kod primjene konačnoelementnog modela, slika 2.13, veličina elemenata mreže je oko pola debljine lima što je relativno grubo. Budući da su žarišta mjesta s oštrim vrhovima, rezultati naprezanja neće konvergirati u žarištima, te se naprezanja ekstrapoliraju pomoću vrijednosti koje su na maloj udaljenosti od žarišta. Dobiveno rješenje naprezanja uvrštava se u jedinstvenu FAT 90 (D) krivulju.



Slika 2.13 Postupak izračuna žarišnog naprezanja, [85]



Slika 2.14 Žarišne točke, [99]



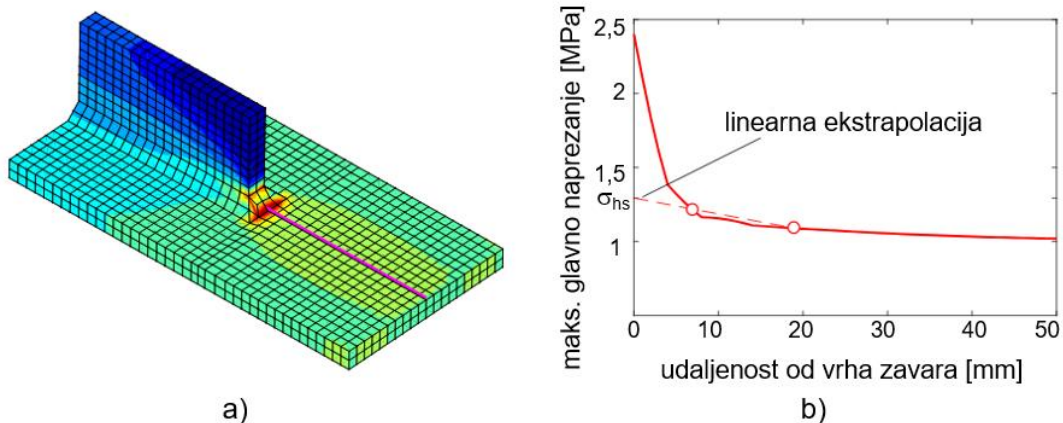
Slika 2.15 Tri pristupa izračuna zamornog vijeka za zavarene spojeve: nazivno, žarišno, zarezno, [85]

Kod određivanja žarišnog napreznja za žarišne točke tipa „a“, slika 2.14, gdje veličina konačnih elemenata manja od $0,4t$, površinsko napreznje linearno se ekstrapolira vrijednostima napreznja u točkama udaljenim $0,4t$ i $1,0t$ (t -debljina lima) od točke „a“ prema jednadžbi [99] za finu mrežu konačnih elemenata:

$$\sigma_{hs} = 1,67\sigma_{0,4t} - 0,67\sigma_{1t} \quad (2.20)$$

Ukoliko su izražena nelinearna napreznja, nagle promjene smjera opterećenja u blizini žarišta, te kod deblostjenih konstrukcija, uz uvjet da je veličina elementa $< 0,4t$, koristi se kvadratna ekstrapolacija u točkama $0,4t$, $0,9t$, $1,4t$ prema jednadžbi:

$$\sigma_{hs} = 2,52\sigma_{0,4t} - 2,24\sigma_{0,9t} + 0,72\sigma_{1,4t} \quad (2.21)$$



Slika 2.16 a) KE model zavarenog spoja, b) ekstrapolacija površinskog napreznja, [85]

Kod grube KE mreže gdje je veličina elemenata jednaka debljini ploče primjenjuje se linearna ekstrapolacija u točkama udaljenim $0,5t$ i $1,5t$ prema jednadžbi:

$$\sigma_{hs} = 1,5\sigma_{0,5t} - 0,5\sigma_{1,5t} \quad (2.22)$$

Za žarišne točke tipa „b“ (slika 2.14) linearna ekstrapolacija nije vezana uz debljinu lima već se primjenjuje kvadratna ekstrapolacija na udaljenostima 4, 8, 12 mm od žarišne točke, ako je veličina konačnih elemenata manja od 4 mm prema jednadžbi:

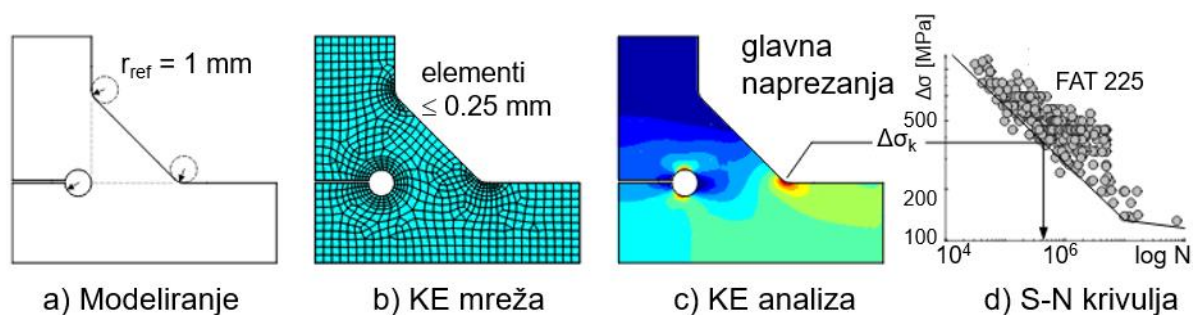
$$\sigma_{hs} = 3\sigma_4 - 3\sigma_8 + \sigma_{12} \quad (2.23)$$

Ukoliko je veličina elemenata 10 mm koristi se linearna ekstrapolacija na sredini stranica prva dva elementa, tj. 5 i 15 mm, prema jednadžbi:

$$\sigma_{hs} = 1,5\sigma_5 - 0,5\sigma_{1,5} \quad (2.24)$$

2.1.7 Pristup zareznog naprezanja

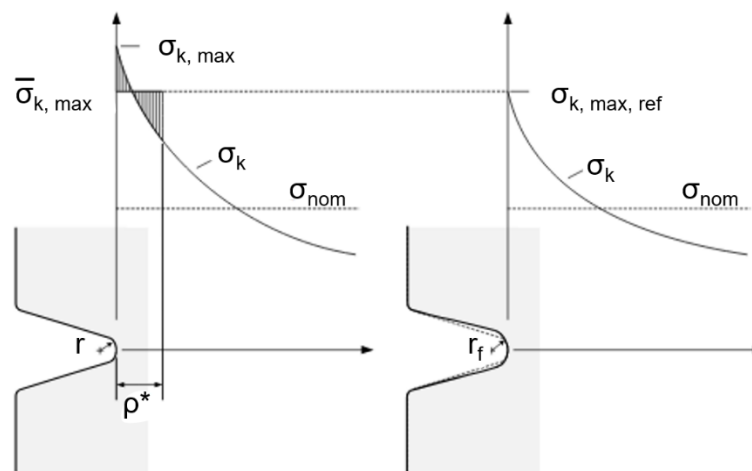
Princip zareznog naprezanja temeljen je na metodi konačnih elemenata, pri čemu se u geometrijski model uključuju zaobljenja polumjera 1 mm u korijenu i vrhovima zavara, slika 2.17. Mreža modela mora biti manja od 0,25 mm kod zaobljenja. Konačnoelementni model daje rješenja naprezanja, koja se uvrštavaju u FAT 225 S-N krivulju.



Slika 2.17 Postupak izračuna žarišnog napreznja, [100]

Ovaj pristup predložen je kasnih sedamdesetih godina prošlog stoljeća [101] na osnovu prethodnih radova [102], a postao je općeprihvaćen nakon 2009. godine, kada su objavljene IIW smjernice [103] i kada su računalni resursi postali dostupniji, zbog primjene fine konačnoelementne mreže. Primijećeno je da lokalna napreznja u zarezima ne odgovaraju rezultatima zamornog vijeka trajanja, te je predloženo korištenje srednje vrijednosti napreznja na dubini ρ , slika 2.18. Kako bi se izbjeglo

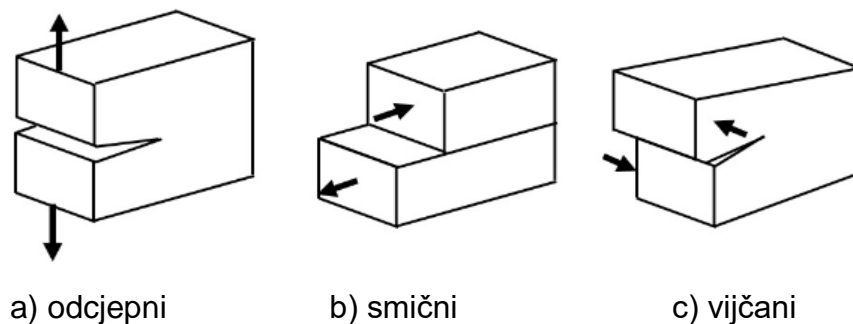
osrednjavanje, ubacuje se fiktivni zarez s radijusom, tako da novo lokalno naprezanje odgovara srednjem lokalnom naprezanju početnog stanja. Razvojem metode usvojena je primjena referentnog radijusa 1 mm, što se dobro poklapa s mjerenjima i praksom.



Slika 2.18 Fiktivni i originalni polumjer, [104]

2.2 Pristup mehanike loma

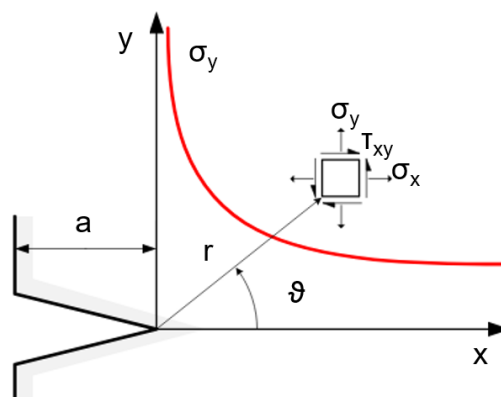
Pristup mehanike loma za procjenu zamornog vijeka trajanja analiza je razvoja pukotine u konstrukciji izloženoj dinamičkom opterećenju. Glavna je prednost ovog pristupa to što uključuje rast pukotine u ovisnosti o vremenu, što je važno kod planiranja inspekcija. Izlaganje korozivnom okolišu i/ili tehnološkom postupku zavarivanja neminovno se unose početna oštećenja u konstrukciju čime se povećavaju naprezanja u okolini oštećenja koja utječu na integritet konstrukcije širenjem oštećenja. Postoje tri načina širenja pukotine u ovisnosti o opterećenju, slika 2.19:



Slika 2.19 Tri načina širenja pukotine

- otvaranje pukotine utjecajem vlačnog naprezanja – odcjepni (engl. *Mode I*)
- otvaranje pukotine smičnim naprezanjem u različitim ravninama – smični (engl. *Mode II*)
- otvaranje pukotine smičnim naprezanjem koje uzrokuje klizanje površina u istoj ravnini – vijčani (engl. *Mode III*)

U znanosti o čvrstoći vrh pukotine predstavlja singularitet u kojem vrijednosti naprezanja teže u beskonačnost, slika 2.20.



Slika 2.20 Raspodjela naprezanja oko vrha pukotine, [105]

U realnim konstrukcijama ne pojavljuju se beskonačna naprezanja, već se u okolini vrha pukotine stvaraju plastične deformacije i naprezanja imaju konačne vrijednosti, definirane teorijom mehanike loma. Mehanika loma dijeli se na linearno elastičnu (engl. *linear elastic fracture mechanics*, LEFM) i elasto-plastičnu (engl. *elastic-plastic fracture mechanics*, EPFM), koja uključuje nelinearni pristup. Linearno elastična teorija mehanike loma pretpostavlja da se materijal ponaša linearno elastično i da je plastična zona oko vrha pukotine zanemariva u odnosu na veličinu pukotine (engl. *small scale yielding*, SSY) i ne utječe na raspodjelu naprezanja. U ovom će se radu koristiti linearno elastična analiza, primijenjena na odcjepni način širenja pukotine. S obzirom na to da pukotina raste u smjeru okomitom na glavna naprezanja, smični i vijčani načini širenja pukotine imaju manji prioritet u zavarenim konstrukcijama jer su oni karakterizirani tangencijalnim naprezanjima u pukotini. Za ravninsko stanje naprezanja u polarnim koordinatama, rješenja lokalnog polja naprezanja na vrhu pukotine dobivena su primjenom Airyevih funkcija naprezanja i kompleksnih harmonijskih funkcija [106] :

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \quad (2.25)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \quad (2.26)$$

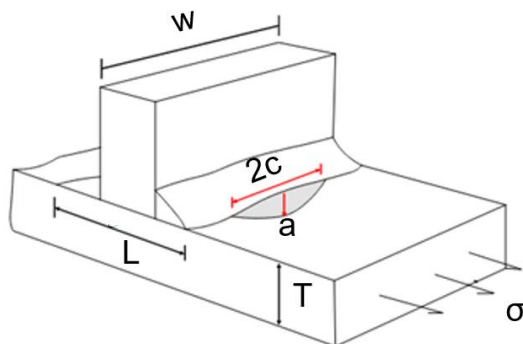
$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}, \quad (2.27)$$

gdje su r i θ polarne koordinate čije je ishodište u vrhu pukotine, K_I [MPamm^{0.5}] koeficijent intenzivnosti naprezanja za odcjepni način širenja pukotine. Koeficijent intenzivnosti naprezanja K jedna je od najvažnijih veličina u teoriji mehanike loma koji opisuje naprezanja oko vrha pukotine. Definiran je kao :

$$K_I = Y(a) \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (2.28)$$

gdje je $Y(a)$ bezdimenzijska geometrijska funkcija koja ovisi geometriji konstrukcijskog detalja u kojem se nalazi pukotina i obliku pukotine, a [mm] dubina pukotine, σ [MPa] nominalno naprezanje daleko od pukotine.

Za vlačno opterećenu beskonačnu ploču $Y(a)$ je 1. Faktor intenzivnosti naprezanja mijenja se s veličinom pukotine, te ga treba odrediti za sve očekivane dubine pukotine. U tu svrhu razvijene su analitičke i numeričke metode proračuna kao što su metoda superpozicije, metoda težinskih koeficijenata, metoda pomaka, metoda sila u čvorovima, J -integral. Rezultati su prikazani jednadžbama i dijagramima na kojima je prikazana ovisnost $Y(a)$ o obliku pukotine i geometrijskim parametrima oko pukotine, koji se mogu pronaći u različitim priručnicima i standardima za jednostavnije geometrije i za zavarene spojeve kao npr. u IIW preporukama [99], [87]. Analiza širenja pukotine u blizini vrha zavara kod zavarenih spojeva predstavlja složen problem zbog raspodjele naprezanja i mikrostrukturnih nehomogenosti u zoni utjecaja topline. Usvojen je polueliptični oblik površinske pukotine i ravninsko stanje deformacija u najdubljoj točki pukotine (vrh pukotine, dubina a), zbog volumena materijala sa svake strane pukotine, slika 2.21, koji sprječava kontrakciju nastalu uslijed visokih naprezanja u vrhu pukotine.



Slika 2.21 Pukotina u podnožju kutnog vara, [97]

Za zavarene konstrukcije faktor intenzivnosti naprezanja (BS7910, DNVGL) definiran je jednadžbom:

$$K_a = \sigma_{tot} (Y_{ma}(a,c)M_{kma}(a,c)\alpha + Y_{ba}(a,c)M_{kba}(a,c)(1-\alpha))\sqrt{\pi a}, \quad (2.29)$$

gdje je σ_{tot} [MPa] ukupno naprezanje, $Y_m(a)$ geometrijska funkcija za membransko naprezanje, $Y_b(a)$ geometrijska funkcija za naprezanje savijanja, M_{km} gradijent naprezanja za membransko naprezanje, M_{kb} gradijent naprezanja za naprezanje

savijanja, α omjer membranskog i ukupnog naprezanja, a [mm] dubina pukotine, c [mm] dužina pukotine.

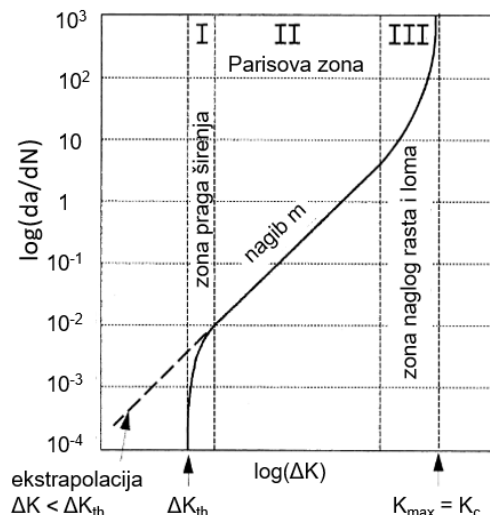
Gradijenti naprezanja uključuju se zbog utjecaja koncentracije naprezanja blizu zavora. Za male pukotine M_k se podudara s faktorom koncentracije naprezanja (SCF), a jednačbe za izračun dostupne su u literaturi, npr. [87]. Membransko naprezanje prosječno je naprezanje okomito na razmatrani presjek. Rješenje za geometrijske funkcije $Y(a)$ za pločaste konstrukcije i eliptične pukotine izveli su Newman i Raju [107].

2.2.1 Paris-Erdoganov zakon

Kod dinamičkog opterećenja raspon naprezanja je $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$, pa tako i faktor intenzivnosti naprezanja također ima svoj raspon $\Delta K = K_{max} - K_{min}$, (engl. *stress intensity factor range*, SIFR). Rast pukotine definiran je Paris-Erdoganovom jednačbom :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad \text{za } \Delta K > \Delta K_{th} \quad (2.30)$$

gdje su C [mm/(MPamm^{0.5})^m] i m parametri materijala, koji ovise faktorima kao što su okoliš, srednje naprezanje, veličina konstrukcije, ΔK_{th} [MPamm^{0.5}] prag širenja pukotine (engl. *stress intensity factor threshold*), slika 2.22, ispod kojeg pukotina ne napreduje.



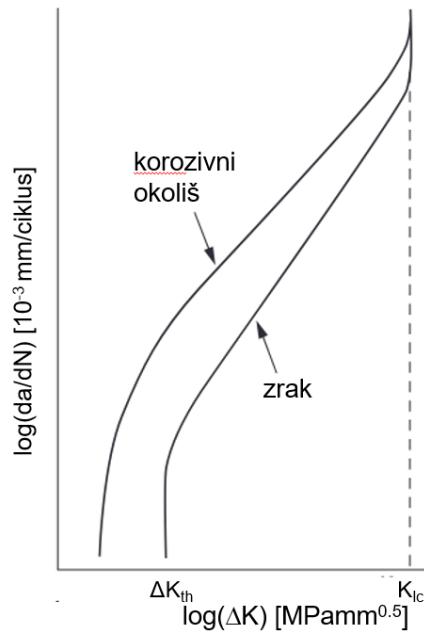
Slika 2.22 Brzina rasta pukotine u ovisnosti o ΔK , [88]

Dijagram brzine rasta pukotine podijeljen je u tri zone. Prva asimptota ΔK_{th} označava zonu praga širenja pukotine. U toj zoni nastaju mikropukotine koje se zbog mikrostrukturnih barijera ne šire u dubinu. Na površini materijala povoljniji su uvjeti za nastanak mikropukotina i one nastaju kod manjih vrijednosti ΔK . Prag širenja ΔK_{th}

odnosi se na pukotine koje imaju određenu makroskopsku veličinu i koje su narasle kod $\Delta K > \Delta K_{th}$, te je rast pukotina beznačajan ako je $\Delta K < \Delta K_{th}$. Teško je odrediti u tom području koliki je ΔK za pukotine zbog male dubine, pa se može ekstrapolirati [97] iz zone II. Srednja Parisova zona u dijagramu u logaritamskom mjerilu predstavlja pravac $\log(da/dN) = \log(C) + m \log(K)$ i dobro opisuje brzinu rasta pukotine. Paris-Erdoganova jednačba ne uzima u obzir utjecaj omjera naprezanja (R), kao ni ponašanja materijala u zonama I i III, gdje druga asimptota $K_{max} = K_{IC}$ označava područje nestabilnosti i vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja blizu je kritične vrijednosti faktora intenzivnosti naprezanja za statičko opterećenje K_{IC} . U zoni III brzina širenja pukotine ubrzano raste i nastaje lom. Jedno od rješenja koje spaja ponašanje materijala u zoni II i III je [108] :

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)(K_C - K_{max})}, \quad (2.31)$$

gdje je R omjer naprezanja, K_C [MPamm^{0,5}] kritična vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja, C [mm/(MPamm^{0,5})^m] i m parametri materijala. Parametri C i m dobiveni su pokusima i odgovaraju jednačbi za koju su izvedeni. Pored karakteristika osnovnog materijala i zone utjecaja topline koji utječu na rast pukotine kroz parametre C i m , omjer naprezanja R i okoliš, slika 2.23, također imaju značajnu ulogu. Za zavarene konstrukcije vrijedi $R \geq 0,5$.



Slika 2.23 Usporedba brzina rasta pukotine na zraku i korozivnom okolišu, [31]

Jednadžba (2.30) najčešće se koristi kod zavarenih konstrukcija i najviše je podataka u literaturi dostupno za tu jednadžbu. Učinci zaostalih naprezanja [109] i omjera naprezanja koji utječu na zatvaranje pukotine kod zavarenih detalja nisu uzeti u obzir jer se parametri C i m mogu kalibrirati $S-N$ krivuljama. Integracijom jednadžbe (2.30) dobiva se jednadžba za zamorni vijek trajanja kod konstantnog raspona naprezanja $\Delta\sigma$.

$$N_P = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C(Y(a)\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^m}, \quad (2.32)$$

gdje je N_P broj ciklusa do loma ili neupotrebljivosti zavarene konstrukcije uslijed propagacije pukotine, a_0 [mm] početna dubina pukotine, a_f [mm] konačna dubina pukotine kod koje nastaje lom ili neupotrebljivost zavarene konstrukcije, C [mm/(MPamm^{0.5})^m] i m parametri materijala, $Y(a)$ geometrijska funkcija.

Kako bi N_P u jednadžbi (2.32) bio ukupan zamorni vijek trajanja zavarene konstrukcije zanemarujući vrijeme inicijacije pukotine, dubina početne pukotine bi trebala biti manja od 0,05 mm. Te su dubine blizu veličinama mikrostrukturnih karakteristika materijala. Veličina kristalnih zrna kod konstrukcijskih čelika su oko 0,01 mm, stoga je za te vrijednosti upitna primjena linearno elastične mehanika loma [97]. Pored toga čak i u laboratorijskim uvjetima je teško izmjeriti pukotine manje od 0,1 mm bez posebne opreme ili bez upotrebe razarajućih metoda mjerenja. Dodatno, pukotine manje od 0,1

mm se teško detektiraju nerazarajućim metodama, pa se inspekcijski nadzori teško planiraju s pukotinama manjim od 0,1 mm. Utjecaj početne dubine ima velik značaj na procjenu zamornog vijeka zbog male brzine rasta kod malih veličina pukotine, što znači veliki broj ciklusa u ranoj fazi propagacije. Stoga je važno odrediti početnu dubinu pukotine, odnosno dubinu tranzicije kad pukotina, oštećenje ili jamica uzrokovana jamičastom korozijom iz faze inicijacije počinje propagirati.

S druge strane utjecaj konačne dubine pukotine a_f na zamorni vijek relativno je malen jer je brzina rasta kod većih pukotina velika. Pretpostavka je da lom nastaje kad K_{max} dosegne kritičnu vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja K_c , koji vrijedi za statičko opterećenje, što bi bilo ispravno ukoliko je materijal krhak. Čelik i drugi tehnički materijali žilavi su i pokazuju značajne plastične deformacije prije samog loma, dok je faktor intenzivnosti naprezanja veličina koja dobro opisuje stanje naprezanja kod linearno elastičnog ponašanja materijala uz zanemarive plastične deformacije. Za tehničku primjenu može se usvojiti da zamorni vijek završava kada a_f iznosi polovicu debljine zavarenog lima u kojem se nalazi pukotina [110]. Ako jednadžbu (2.30) zapišemo kao:

$$(\Delta\sigma)^m N_p = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} = const., \quad (2.33)$$

vidi se velika sličnost sa Basquinovom jednadžbom, pa slijedi da su eksponenti m u obje jednadžbe jednaki. Brojnim ispitivanjima čeličnih zavarenih detalja potvrđeno je da su njihove vrijednosti $m = 3$.

Kod promjenjivog raspona naprezanja jednadžba (2.49) dobiva oblik:

$$\int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} = C \left((\Delta\sigma_1)^m n_1 + (\Delta\sigma_2)^m n_2 + \dots + (\Delta\sigma_j)^m n_j \right) \quad (2.34)$$

gdje su n_1, \dots, n_j brojevi ciklusa opterećenja s naprezanjima $\Delta\sigma_1, \dots, \Delta\sigma_j$. Ako se za raspodjelu naprezanja usvoji Weibullova razdioba, kao i kod izraza za akumulirano oštećenje kod S-N pristupa, dobiva se jednadžba indikatora akumuliranog oštećenja, koja vrijedi kad je prag širenja pukotine jednak nuli:

$$\int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} = CTf_0 q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \quad (2.35)$$

gdje je T [s] zadani vijek trajanja konstrukcije, f_0 [1/s] prosječna frekvencija prolaska nule za dugoročni odziv, Γ gama funkcija, q i h parametri Weibullove razdiobe. Ako se uvede prag širenja pukotine ($\Delta K_{th} \neq 0$) jednadžba dobiva oblik [111] :

$$\int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{G(a)(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} = CTf_0 q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \quad (2.36)$$

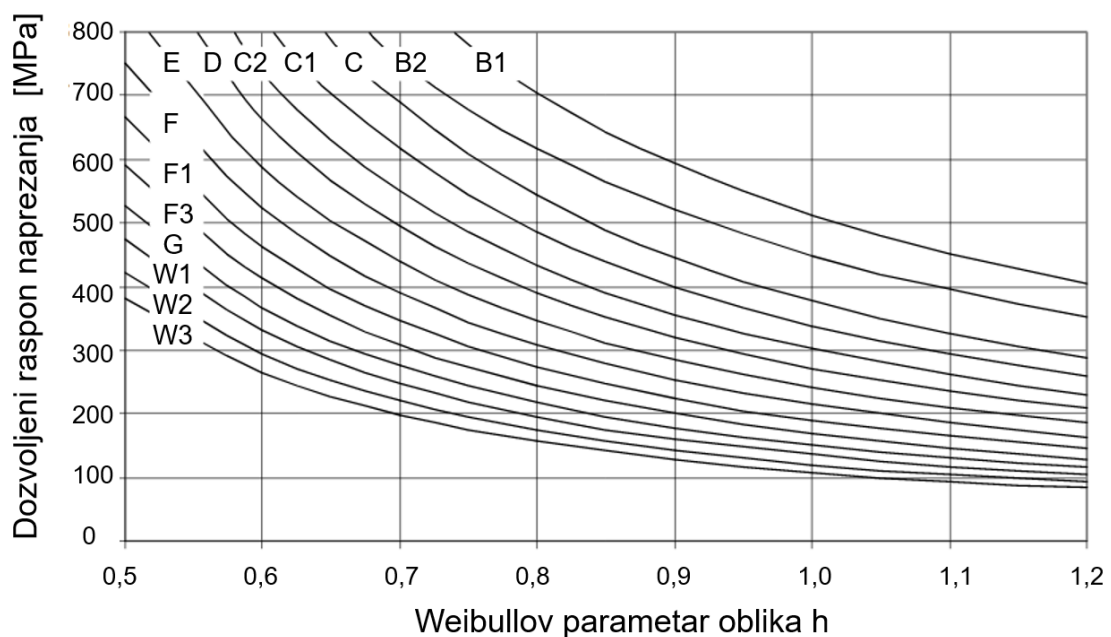
gdje je :

$$G(a) = \left(1 + \frac{m}{h} ; \left(\frac{\Delta K_{th}}{qY(a)\sqrt{\pi a}} \right)^h \right) \quad (2.37)$$

pomoćna funkcija čije su vrijednosti između 0 i 1, Γ nepotpuna gama funkcija, na intervalu $[a_0 a_f]$.

2.3 Probabilistički pristup

Probabilistički pristup izračuna zamornog vijeka nastavak je determinističkog pristupa jer se varijable u determinističkim jednadžbama mogu izraziti kao slučajne varijable. Tome u prilog ide raspršenost podataka, odnosno statističke nesigurnosti kod varijabli koje se koriste u proračunima. U svakom od četiriju osnovnih koraka proračuna zamornog vijeka (izračun opterećenja, izračun naprezanja, izračun akumuliranog oštećenja, određivanje propagacije pukotine) javljaju se nesigurnosti. U samom materijalu postoje neizbježne nehomogenosti koje utječu na mehanička svojstva materijala, koje su obuhvaćene $S-N$ krivuljama i koje su dane uz određenu vjerojatnost loma (2,5 % ili 5 %), ili na parametre C (koji je reda veličine 10^{-13}), m , ΔK mehanike loma, koji još ovise o okolišu i omjeru naprezanja, te se određuju pokusima statističkom prilagodbom krivulja. Hipoteza akumuliranog oštećenja zanemaruje utjecaj redoslijeda pojedinih opterećenja i njihovih međudjelovanja čime se unosi nesigurnost u proračun zamornog vijeka. Rezultati izračuna naprezanja i faktora koncentracije naprezanja ovisit će o primijenjenoj metodi (analitička, konačni elementi). Kod primjene metode konačnih elemenata rezultati ovise o veličini mreže i izboru elemenata kojima se opisuje polje naprezanja. Dugoročna raspodjela raspona naprezanja koja slijedi Weibullovu dvoparametarsku statističku razdiobu posebno je osjetljiva na parametar oblika h , slika 2.24.



Slika 2.24: Ovisnost raspona naprezanja konstrukcijskih detalja o parametru oblika Weibullove razdiobe na zraku kod 10^8 ciklusa, [86]

Početa veličina pukotine za Paris-Erdoganu jednadžbu kod modela koji ne uključuje vrijeme nastajanja pukotine zapravo je fiktivna i smatra se stohastičkom varijablom čije su vrijednosti nekoliko stotinki milimetra. Da bi pukotina narasla do dubine 0,1 mm (rast kratkih pukotina koje rastu brže nego linearno elastična mehanika loma može predvidjeti), smatra se da je potrebno 20 % do 30 % ukupnog zamornog vijeka [112] na zraku.

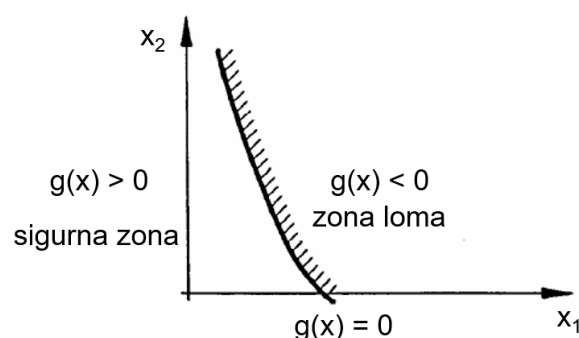
Prilikom izvođenja nerazarajućih inspekcija postoji određena vjerojatnost pronalaska (engl. *probability of detection*, PoD) koja ovisi o primijenjenoj metodi inspekcije. Sve ove statističke nesigurnosti ukazuju na potrebu modeliranja zamornog vijeka trajanja zavarenih konstrukcija probabilističkim pristupom, primjenom statističkih metoda i izračunom vjerojatnosti. Ako se analiza bavi samo izračunom vjerojatnosti loma, onda je to analiza pouzdanosti. Ukoliko se dobivene vjerojatnosti loma povežu s težinom posljedica i troškovima, onda je to analiza rizika, što se primjenjuje u planiranju inspekcija.

2.3.1 Koncept funkcije graničnog stanja i sigurnosne margine

Tradicionalna metoda definiranja sigurnosti konstrukcije je kroz faktor sigurnosti koji je omjer dozvoljenog naprezanja i naprezanja dobivenog izračunom u nekoj točki konstrukcije. Dozvoljena naprezanja i faktor sigurnosti definirani su u standardima na temelju karakteristika materijala i eksperimenata.

Koncept graničnog stanja nekog zahtjeva ili kriterija konstrukcije (za čvrstoću, sigurnost, nosivost) definiran je kao ukupno stanje konstrukcije, uključujući opterećenja, u kojemu je konstrukcija točno u točki u kojoj ne ispunjava taj kriterij. Izbor kriterija i varijabli koji opisuju kriterij je generalno slobodan i ovisi o problemu.

Funkcija graničnog stanja definirana je kao funkcija koja dijeli prostor događaja varijabli na zonu sigurnosti i zonu loma. Granica zone sigurnosti je ujedno i granica zone loma, slika 2.25.



Slika 2.25 Funkcija graničnog stanja za dvije stohastičke varijable, [113]

Funkcija graničnog stanja zadana varijablama x_1, \dots, x_n je:

$$g(x_1, \dots, x_n) = 0, \quad (2.38)$$

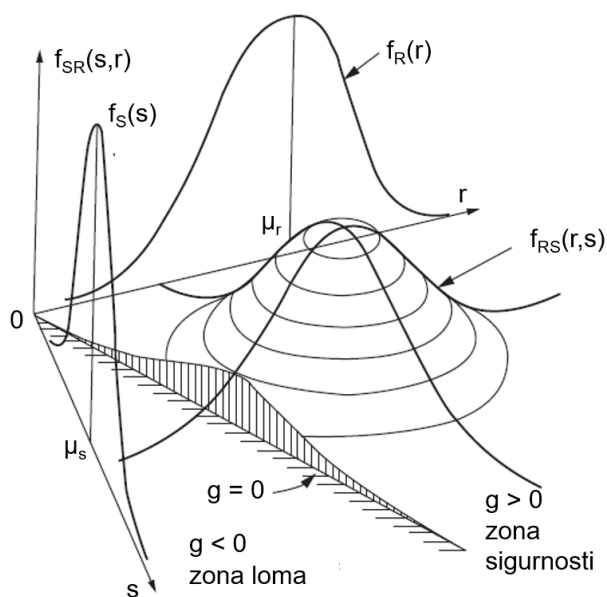
pozitivne vrijednosti funkcije povezuju se sa sigurnim stanjem, a negativne s lomom. Ukoliko su varijable x_1, \dots, x_n stohastičke, sigurnosna margina definirana je kao :

$$M = g(X), \quad (2.39)$$

gdje M također postaje stohastička veličina. Tada je vjerojatnost loma:

$$P_f = P(M \leq 0) = P(g(X) \leq 0) = \int_{g(X) \leq 0} f_X(x) dx, \quad (2.40)$$

gdje $f_X(x)$ funkcija gustoće vjerojatnosti n dimenzionalnog vektora X (svih) osnovnih stohastičnih varijabli. Područje integracije $g(X) \leq 0$ označava domenu u kojoj se događa lom, slika 2.26.



Slika 2.26 Prostor dvije slučajne varijable R i S sa svojim marginalnim funkcijama gustoće vjerojatnosti f_R f_S i zajedničkom funkcijom gustoće vjerojatnosti f_{RS} i domenom loma. Primjer: R opisuje otpor konstrukcije (npr. kroz naprezanje tečenja), dok S opisuje učinke opterećenja (npr. naprezanje u dijelu konstrukcije). $g(R,S) = R - S$, funkcija graničnog stanja, odnosno sigurnosna margina. Za $(R - S) \leq 0$ nastaje lom, [114]

Integracija jednadžbe (2.40) u domeni $g(X) \leq 0$ ne može se izvesti analitički [114]. Rješenje se može dobiti numerički uz pojednostavljenja procesa integracije,

integracijske funkcije $f_X(x)$, definicije domene loma. Razvijene su brojne metode, kao npr.: FORM (*engl. first order reliability method*), SORM (*engl. second order reliability method*), simulacijske tehnike: metoda uzorkovanja po važnosti, latinska hiperkocka, usmjerena simulacija, Monte Carlo. U ovom će radu biti opisana FORM metoda, koja unatoč nedostacima ima raširenu primjenu i simulacijska Monte Carlo metoda integracije, kod koje se integracijska funkcija graničnog stanja ne transformira.

2.3.2 FORM metoda

Kod FORM metode funkcija graničnog stanja (sigurnosna margina) linearizirana je i transformira se u funkciju varijabli sa standardnom normalnom razdiobom:

$$g(X) = a_0 + a_1 X_1 + a_2 X_2 + \dots + a_n X_n, \quad (2.41)$$

gdje su a_i konstante, uz očekivanje i standardnu devijaciju:

$$\mu_M = a_0 + a_1 \mu_{X_1} + a_2 \mu_{X_2} + \dots + a_n \mu_{X_n} = a_0 + \mathbf{a}^T \boldsymbol{\mu}_X, \quad (2.42)$$

$$\sigma_M = \sqrt{a_1^2 \sigma_{X_1}^2 + \dots + a_n^2 \sigma_{X_n}^2}, \quad (2.43)$$

za nezavisne slučajne varijable X_1, \dots, X_n .

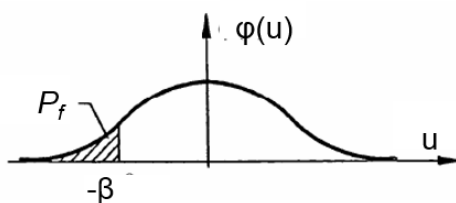
Kao mjera pouzdanosti konstrukcije može se uzeti indeks pouzdanosti :

$$\beta = \frac{\mu_M}{\sigma_M}, \quad (2.44)$$

koji je definirao Cornell [115], slika 2.27. S obzirom na to da su varijable normalizirane i $g(X)$ je linearna funkcija, vjerojatnost loma je:

$$P_f = P(g(X) \leq 0) = P(\mu_M + U\sigma_M \leq 0) = P\left(U \leq -\frac{\mu_M}{\sigma_M}\right) = \Phi(-\beta), \quad (2.45)$$

gdje je Φ kumulativna funkcija standardne normalne razdiobe ($\mu = 0, \sigma = 1$), U je slučajna varijabla sa standardnom normalnom razdiobom.



Slika 2.27 Ilustracija indeksa pouzdanosti i vjerojatnost loma, ϕ funkcija gustoće vjerojatnosti standardne normalne razdiobe, [114]

U općem slučaju funkcija graničnog stanja je nelinearna i sigurnosna margina nema normalnu distribuciju. Slučajne varijable potrebno je transformirati u standardizirani oblik:

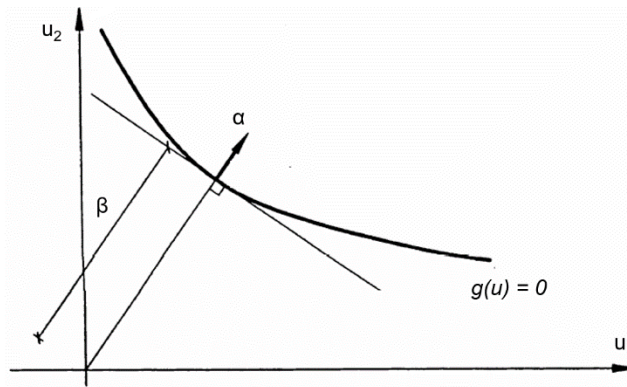
$$U_i = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}}, \quad i=1, \dots, n \quad (2.46)$$

gdje je X_i slučajna varijable, μ_{X_i} i σ_{X_i} očekivanje i standardna devijacija slučajne varijable. Tom je transformacijom funkcija graničnog stanja prešla u novi u -prostor standardiziranih stohastičkih varijabli. Pored toga slučajne varijable umjesto normalne mogu imati neku drugu razdiobu: log-normalnu, Gumbellovu, Poissonovu. Tada je potrebno uspostaviti prijelaz slučajne varijable u oblik sa standardiziranom normalnom razdiobom:

$$\Phi(U_i) = F_{X_i}(X_i), \quad (2.47)$$

gdje je Φ kumulativna funkcija gustoće standardne normalne razdiobe, F_{X_i} kumulativna funkcija gustoće razdiobe koju je potrebno transformirati.

Indeks pouzdanosti sada je generaliziran i za nelinearne funkcije graničnog stanja s razdiobama stohastičkih varijabli koje nisu normalne, te u u -prostoru označava najmanju udaljenost tangente na krivulju graničnog stanja $g(u) = 0$ od ishodišta [116], slika 2.28.



Slika 2.28 Ilustracija geometrijskog značenja indeksa pouzdanosti, [114]

Iteracijom se dobiva tangenta na krivulju (površinu) graničnog stanja i rješenje za indeks pouzdanosti. FORM metoda vrlo je raširena u tehničkoj praksi i razvijena je u doba ograničenih računalnih resursa. Metoda daje dobre rezultate kada funkcija graničnog stanja nije "previše" nelinearna jer se površina graničnog stanja linearno aproksimira. Točniji rezultati dobivaju se SORM metodom (kod koje je kvadratna aproksimacija funkcije i površine graničnog stanja) ili simulacijskim metodama kao što je Monte Carlo metoda.

2.3.3 Monte Carlo metoda

Monte Carlo simulacijska metoda može se upotrijebiti za rješavanje vjerojatnosnog integrala (2.39), što uključuje umjetno generiranje velikog broja stohastičkih eksperimenata i proučavanje rezultata. To bi u analizi pouzdanosti konstrukcija i računanja vjerojatnosti loma značilo stvaranje uzorka vektora X funkcije graničnog stanja slučajnim generiranjem svake slučajne varijable vektora X , te provjeru rezultata funkcije $g(X) = 0$. Ako je rezultat provjere funkcije graničnog stanja manji od nule ($g(X) \leq 0$), konstrukcija ili konstrukcijski detalj je u zoni loma prostora događaja, tj. kriterij (za čvrstoću, nosivost, sigurnost) konstrukcije nije ispunjen. Eksperiment se provodi N puta i dobivena se vjerojatnost može aproksimirati jednadžbom:

$$P_f \approx \frac{n(g(X) \leq 0)}{N}, \quad (2.48)$$

gdje je $n(g(X) \leq 0)$ broj eksperimenata kod kojih je $g(X) \leq 0$. Iz jednadžbe (2.48) je jasno da točnost dobivene vjerojatnosti ovisi o broju eksperimenata N . Broj potrebnih eksperimenata za određenu razinu pouzdanosti može se provesti intervalnom

procjenom matematičkog očekivanja. Standardna greška očekivanja kod uzorka nepoznate distribucije Y je :

$$\sigma_{\bar{Y}} = \sqrt{\frac{\sigma^2}{N}}, \quad (2.49)$$

gdje je N broj eksperimenata, σ^2 varijanca distribucije. Ako N raste u beskonačnost prema centralnom graničnom teoremu distribucija uzorka asimptotski se približava normalnoj distribuciji, tako da se očekivanje može procijeniti u intervalu pouzdanost $(1 - \alpha) \cdot 100$ %:

$$\bar{\mu} - z_{\alpha/2} \frac{s}{\sqrt{N}} < \mu < \bar{\mu} + z_{\alpha/2} \frac{s}{\sqrt{N}}, \quad (2.50)$$

gdje je $\bar{\mu}$ aritmetička sredina uzorka s N eksperimenata, s standardna devijacija razdiobe, $z_{\alpha/2}$ $(1 - \alpha/2)$ kvantil standardne normalne distribucije. Uz $\alpha = 0,05$ interval pouzdanosti je 95 % i $z_{\alpha/2} = 1,96$. Za zadanu točnost očekivanja distribucije Δ , dobiva se nejednadžba [117]:

$$z_{\alpha/2} \frac{s}{\sqrt{N}} < \Delta, \quad (2.51)$$

iz koje se može dobiti minimalni broj eksperimenata, ukoliko se prethodno procjeni standardna devijacija s .

U tehničkoj primjeni, gdje imamo N eksperimenata s ishodom: lom se dogodio ili se nije dogodio, broj eksperimenata uz poznatu standardnu grešku slijedi iz jednadžbe [117]:

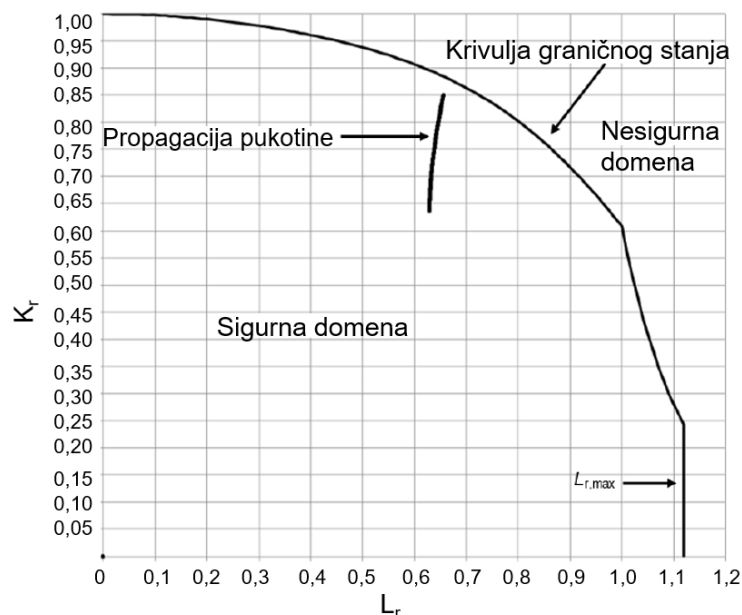
$$s_a = \sqrt{\frac{\hat{p}_f (1 - \hat{p}_f)}{N}}, \quad (2.52)$$

gdje je \hat{p}_f procijenjena vjerojatnost loma iz N eksperimenata, odnosno $(1 - \hat{p}_f)$ da se lom neće dogoditi, s_a standardna greška (obično 0,05, zadaje se).

2.4 Preporuke klasifikacijskih društava

Kod projektiranja brodova i odobalnih konstrukcija, uobičajeni projektni zamorni vijek trajanja je 20 do 25 godina (Lloyd, ABS, DNVGL, BV). Za proračun se koriste S-N pristupi, dok se pristup mehanike loma koristi u dodatnim analizama veličina i rasta pukotine. Rezultati tih analiza koriste se u planiranju inspekcija, rasporedu izmjena komponenti ili kao opravdanje izmjene učestalosti inspekcija.

Jedan od načina procjene kako rast i veličina pukotine utječu na stanje konstrukcije (sigurno ili lom), odnosno kriterij prihvatljivosti konstrukcije s aspekta sigurnosti za vrijeme rasta pukotine dijagram je procjene loma (engl. *failure assesment diagram*, FAD), slika 2.29, čija je upotreba raširena kod klasifikacijskih društava [118], [119], [120].



Slika 2.29 Dijagram procjene loma (FAD), [121]

FAD je zadan krivuljom graničnog stanja i parametrima K_r i L_r . K_r je vertikalna os FAD dijagrama definiran kao omjer koeficijenta intenzivnosti naprezanja i lomne žilavosti materijala. Horizontalna os L_r definira omjer narinutog naprezanja i naprezanja tečenja. Maksimalna vrijednost $L_{r,max}$ definirana je tako da se ograniči tečenje materijala:

$$L_{r,max} = \frac{\sigma_Y + \sigma_U}{2\sigma_Y} \quad (2.53)$$

gdje je σ_Y [MPa] naprezanje tečenja, σ_U [MPa] maksimalna vlačna čvrstoća. Kritična veličina pukotine za određeno naprezanje leži na FAD krivulji. Pukotine kod kojih je veličina veća od kritične veličine dovest će do nestabilnog tečenja materijala ili do krto g loma konstrukcije. Procedura kojom se generira krivulja FAD kod klasifikacijskih kuća oslanja se na postupak iz standarda BS7910, po kojem se krivulja može generirati na tri načina:

a) primjenom funkcija

$$f(L_r) = (1 + 0,5L_r^2)^{-0,5} [0,3 + 0,7e^{\mu L_r^6}] \text{ za } L_r \leq 1, \quad (2.54)$$

$$f(L_r) = f(1)L_r^{\frac{N-1}{2N}} \text{ za } 1 < L_r < L_{rmax}, \quad (2.55)$$

gdje su parametri $\mu = \min(0,001(E / \sigma_Y); 0,6)$ i $N = 0,3(1 - (\sigma_Y / \sigma_U))$, uz E [GPa] modul elastičnosti, σ_Y [MPa] naprezanje tečenja, σ_U [MPa] maksimalna vlačna čvrstoća.

Ovaj je način pogodan ako nema detaljnijih podataka ispitivanja materijala.

b) primjenom funkcije:

$$f(L_r) = \left(\frac{E\varepsilon_t}{L_r\sigma_Y} + \frac{L_r^3}{2E\varepsilon_t} \right)^{-0,5} \text{ za } L_r < L_{rmax}, \quad (2.56)$$

gdje ε_t stvarna deformacija pri stvarnom narinutom naprezanju.

c) primjenom elasto-plastične analize na određenu geometriju, opterećenje i materijal izračunom J -integrala u funkciji:

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \text{ za } L_r < L_{rmax}, \quad (2.57)$$

gdje je J_e [J/mm²] vrijednost J integrala elastične analize za narinuto naprezanje odnosno odgovarajuće vrijednost L_r , J vrijednost J integrala elasto-plastične analize za narinuto naprezanje odnosno odgovarajuće vrijednost L_r .

Ovaj način nije pogodan za generalnu upotrebu, već za specifične slučajeve kao alternativa a) i b) načinu. FAD metoda daje dobre procjene stanja konstrukcije obzirom na veličinu pukotine determinističkim pristupom jer se kod proračuna parametri mehanike loma uzimaju kao deterministički, osim naprezanja koje može imati

stohastički karakter [121]. To je prihvatljivo za brodove kojima je period za remont i dokovanje svakih pet godina, pored toga imaju redovitu zaštitu premazima, pa se parametri mehanike loma i S-N krivulje mogu uzeti za zrak. Za razliku od brodova, zavareni spojevi odobalnih konstrukcija podvrgavaju se servisnim pregledima tijekom eksploatacije te je njihove periode potrebno utvrditi. Standardi [66], [86] definiraju pomoćnu veličinu u probabilističkom proračunu, a to je projektni faktor zamora (engl. *design fatigue factor*, DFF), čija veličina ovisi o značaju konstrukcijskog dijela za integritet cijele konstrukcije i o dostupnosti za inspekciju, popravak i održavanje, tablica 2.2.

Tablica 2.2 Projektni faktor zamora za pomorske konstrukcije, [122]

Razvrstavanje konstrukcijskih dijelova prema posljedicama oštećenja	Dijelovi nedostupni za inspekciju i popravak ili se nalaze u zoni plime i oseke	Dijelovi dostupni za inspekciju, održavanje i popravak	
		Ispod zone plime i oseke	Iznad zone plime i oseke
Značajne posljedice	10	3	2
Bez značajnijih posljedica	3	2	1

Zavareni spojevi na dubinama preko 150 m smatraju se nedostupnima [66] za inspekciju i održavanje, te je njihov projektni faktor zamora 10.

Pojam "značajne posljedice" znači da lom zavarenog spoja donosi sljedeće posljedice:

- ugrožavanje ljudskih života,
- veliko ekološko zagađenje,
- teški financijski gubici.

Broj planiranih ciklusa opterećenja zamornog životnog vijeka množi se odgovarajućim projektnim faktorom zamora, tako da je ukupno akumulirano oštećenje za procjenu životnog vijeka:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq \frac{1}{DFF} \quad (2.58)$$

gdje je je n_i broj ciklusa opterećenja za određeni raspon naprezanja $\Delta\sigma_i$, N_i broj ciklusa do loma za određeni raspon naprezanja $\Delta\sigma_i$.

Vrijednosti dobivene proračunom vjerojatnosti zamornog loma ovise o posljedicama loma, što se uzima u obzir u fazi projektiranja kroz spomenuti projektni faktor zamora. Kasnije u eksploataciji vjerojatnost ovisi o starosti pomorske konstrukcije, broju potencijalno kritičnih pukotina, rezultatima prethodnih inspekcija, kao i o tome koliko je izvjesno da će zamorna pukotina biti otkrivena prije nego postane kritična. Zavarene konstrukcije koje su izložene dinamičkom opterećenju, akumuliraju oštećenje tijekom eksploatacije, stoga se akumulirano oštećenje u nekom ukupnom periodu povezuje s akumuliranom vjerojatnošću loma u tom periodu što je vjerojatnost loma na kraju tog perioda. Godišnja vjerojatnost loma dobiva se oduzimanjem akumulirane vjerojatnosti loma na kraju prethodne godine (s obzirom na godinu za koju se traži godišnja vjerojatnost) od akumulirane vjerojatnosti loma na početku sljedeće godine (obzirom na godinu za koju se traži godišnja vjerojatnost). Klasifikacijska društva i standardi daju godišnje vjerojatnosti, tablica 2.3:

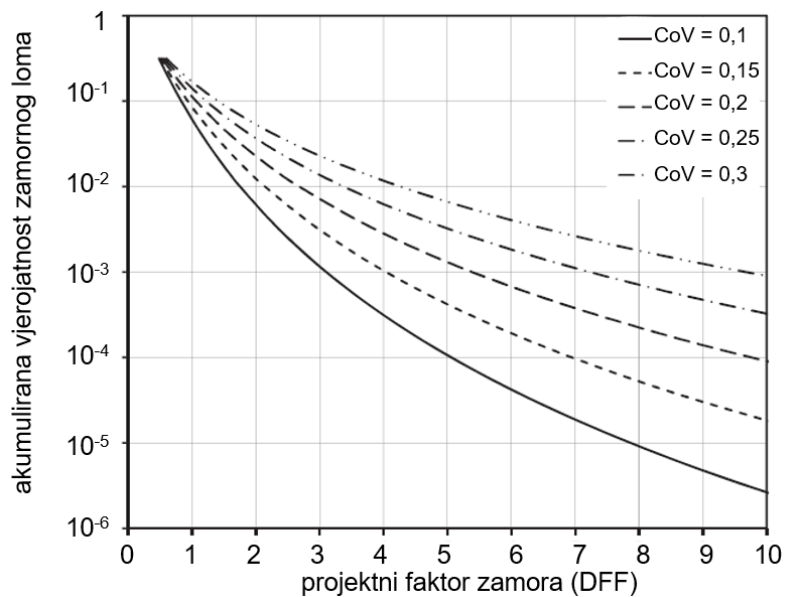
Tablica 2.3 Godišnje prihvatljive vjerojatnosti loma, [123], [124]

Kategorija posljedica	Maksimalna prihvatljiva godišnja vjerojatnost loma
ugroženi ljudski životi (zone visoke sigurnosti)	10^{-4}
teške financijske posljedice, teške posljedice za okoliš	10^{-3}
srednje ili male financijske posljedice, srednje ili male posljedice za okoliš	$5 \cdot 10^{-3}$

Na vjerojatnost zamornog loma utjecaj ima i koeficijent varijacije (CoV) pojedine stohastičke varijable (npr.: raspon dugoročnog naprezanja, akumulirano oštećenje) u funkciji graničnog stanja, slika 2.30. Koeficijent varijacije definiran je kao:

$$CoV = \frac{\sigma}{\mu}, \quad (2.59)$$

gdje je σ standardna devijacija, μ srednja vrijednost stohastičke varijable.



Slika 2.30 Akumulirana vjerojatnost zamornog loma za projektni zamorni vijek trajanja 20 godina u ovisnosti o projektnom faktoru zamora (DFF) i raspršenju (CoV) dugoročnog naprezanja kao stohastičke varijable, [63]

Za zavareni spoj ciljana vjerojatnost zamornog loma glavni je parametar u planiranju inspekcija jer je to maksimalna vjerojatnost kada bi trebalo napraviti inspekciju zavarenog spoja. Za odobalne konstrukcije može se odrediti jednadžbom [124]:

$$p_f = \frac{p_{amax}}{p_{af}}, \quad (2.60)$$

gdje je p_{amax} maksimalna godišnja vjerojatnost kolapsa cijele odobalne konstrukcije s posadom i iznosi $4 \cdot 10^{-4}$ i slijedi iz zahtjeva da odobalni objekt može izdržati meteorološko oceansko opterećenje kakvo se javlja jednom u 2500 godina, p_{af} godišnja vjerojatnost kolapsa odobalne konstrukcije ako je promatrani zavareni spoj doživio zamorni lom. U preporukama [125] za planiranje inspekcija, sličan izraz za ciljanu akumuliranu vjerojatnost zamornog loma je:

$$p_f = \frac{10^{-4}}{p_{sys}}, \quad (2.61)$$

gdje je p_{sys} godišnja vjerojatnost kolapsa ako je promatrani zavareni spoj doživio zamorni lom. Jedan od načina izračuna p_{sys} je iz kriterija za neočekivano granično stanje (ALS) u slučaju da odobalna konstrukcija ne kolabira pod opterećenjem vala koji

se javlja jednom u 100 godina, tada je $p_{\text{sys}} = 10^{-2}$. Kao i u prethodnom izrazu p_{af} i p_{sys} mogu se dobiti procjenom rezervnog omjera čvrstoće (engl. *reserve strength ratio*, RSR) ili preostale čvrstoće za cijelu konstrukciju nakon što je promatrani zavareni spoj doživio lom.

3. Prikaz eksperimentalnih istraživanja

U trećem poglavlju obrađeni su rezultati eksperimentalnog dijela istraživanja u kojem su zavareni uzorci brodograđevnog AH36 čelika dugotrajno izloženi korozivnom okolišu. Površine uzoraka analizirane su elektronskim i optičkim mikroskopom, da bi zatim bili podvrgnuti ispitivanju mehaničkih svojstava standardnim testovima. Uz gubitak mase, utvrđena je degradacija vlačne čvrstoće i naprezanja tečenja zavarenih uzoraka.

3.1 Odabir materijala i priprema uzoraka

3.1.1 Brodograđevni čelici

Brodograđevni čelici normalne čvrstoće dijele se u četiri kategorije koje se označavaju slovima A, B, D, E, DS, CS prema ASTM-u. Prema ASTM A131 standardu za brodograđevne čelike, čelici povišene čvrstoće imaju oznake AH, DH, EH. Broj iza oznake označava vrijednost granice tečenja (cca. x10 u MPa npr. AH32, AH36). Čelik AH36 često se koristi u izgradnji trgovačkih brodova i odobalnih konstrukcija. U ovom radu, istraživanja su provedena na AH36 čeliku, s naprezanjem tečenja oko 355 MPa i maksimalnom vlačnom čvrstoćom između 490 i 620 MPa. Sadržaj ugljika manji je od 0,18 % uz sadržaj mangana do 1,6 %. Čelik AH36 dobro je zavarljiv svim konvencionalnim metodama zavarivanja (REL, MIG, MAG). Kemijski sastav (ASTM A131) i ekvivalentni sadržaj ugljika prema izrazu (3.1) [126], prikazani su u tablici 3.1.

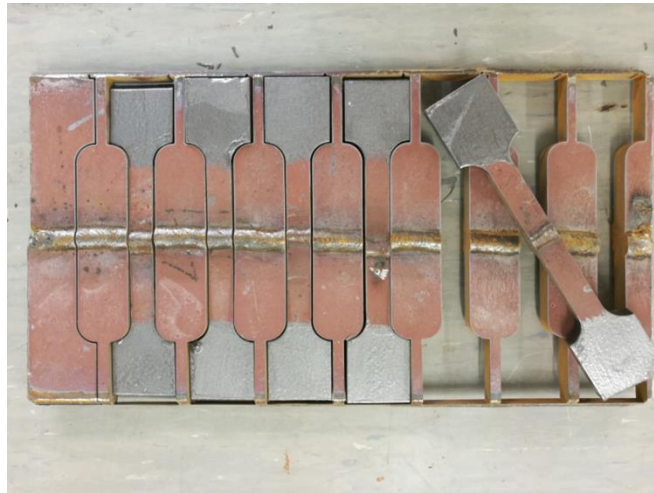
$$CE_q = C + \frac{Si}{25} + \frac{Mn+Cu}{25} + \frac{Ni}{25} + \frac{Cr}{25} + \frac{Mo}{25} + \frac{V}{25} \quad (3.1)$$

Tablica 3.1 AH36 kemijski sastav (maseni udjeli %)

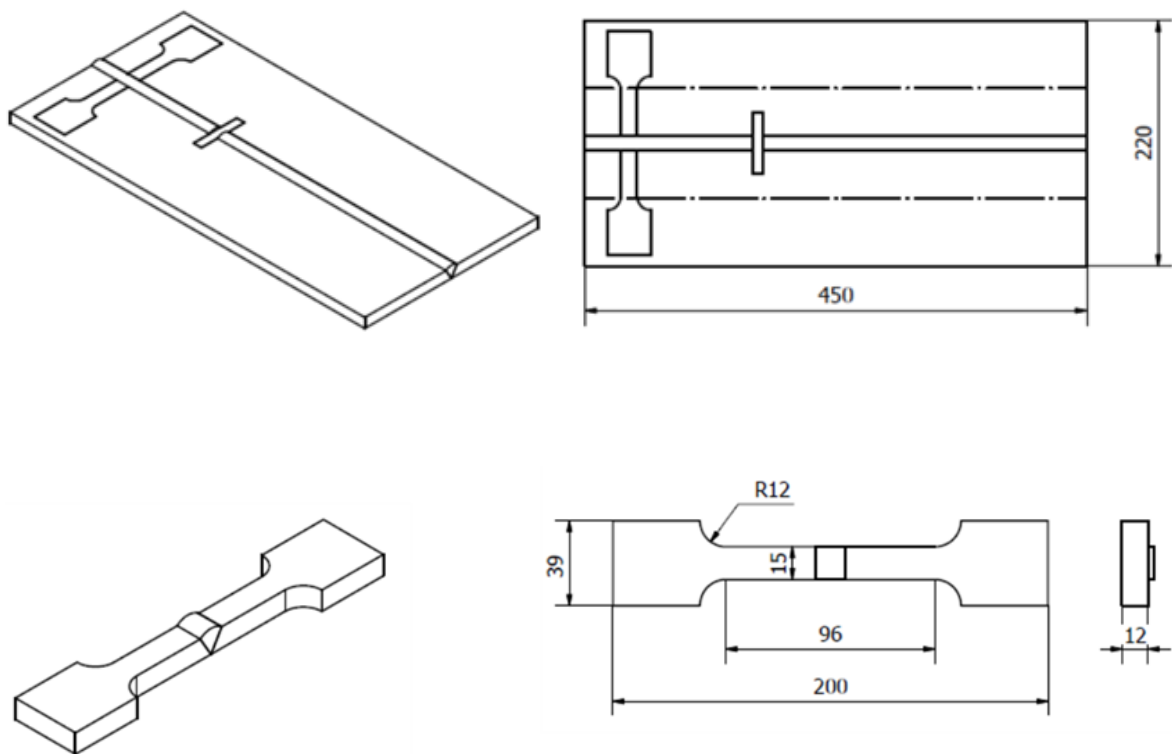
C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Al	Ti	V	Mo	Ni	CE _q
0,157	0,392	1,501	0,014	0,003	0,03	0,015	0,042	0,003	0,003	0,08	0,01	0,2763

3.1.2 Geometrija uzoraka

Dva lima AH36 čelika debljine 12 mm izrezana su na dimenzije 450 x110 mm. Nakon pripreme V-utora, limovi su zavareni MAG 135 postupkom s četiri prolaza, pri jakosti struje 120 A i naponu 17 V, te protokom plina 15 l/min i korištenjem ER50-6 žice za zavarivanje, promjera 1,2 mm. Uzorci sučeljnih spojeva zatim su izrezani vodenim mlazom, slika 3.1.



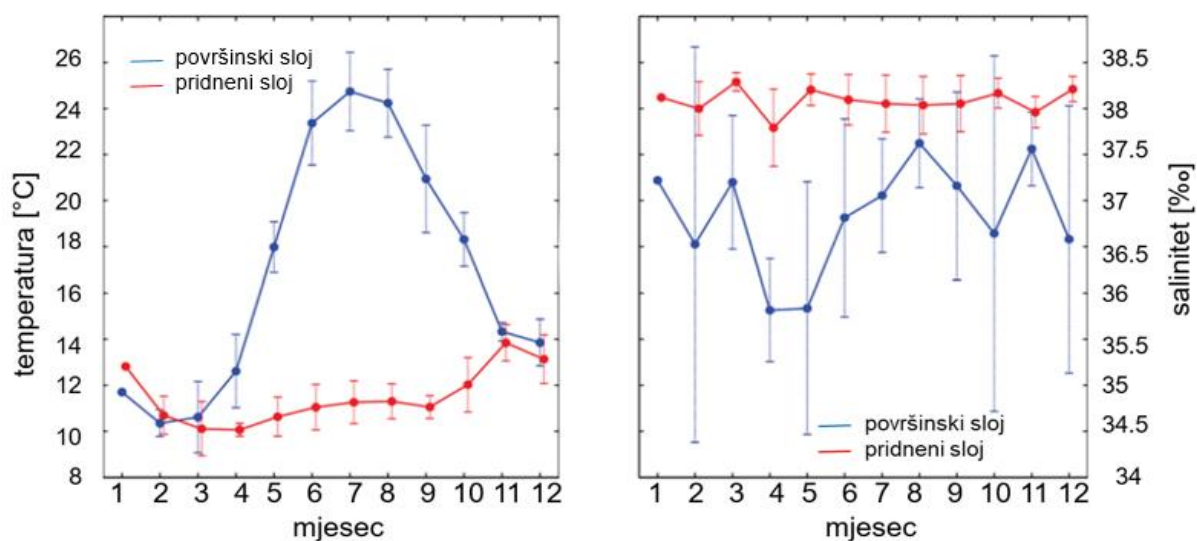
Slika 3.1 Izrezani uzorci čelnog spoja za vlačni pokus



Slika 3.2 Dimenzije uzoraka prema standardu EN100002

3.2 Postava eksperimenta

Uzorci su izlagani u trima različitim korozivnim sredinama: slatka voda (u laboratoriju), morska voda na 10 m dubine u Riječkom zaljevu, zona plime i oseke, također u Riječkoj luci. Uzorci su bili izloženi na 6, 12, 24, 36 mjeseci i bili su podijeljeni u 12 grupa (tri korozivne sredine i četiri perioda izlaganja) po 5 uzoraka. Dodana je i grupa koja nije bila izložena korozivnim uvjetima. Na uzorke, koji su bili u morskoj vodi i u zoni plime i oseke, utjecale su promjene saliniteta, temperature i pH vrijednosti. Godišnje vrijednosti temperature i saliniteta po mjesecima dane su na slici 3.3:



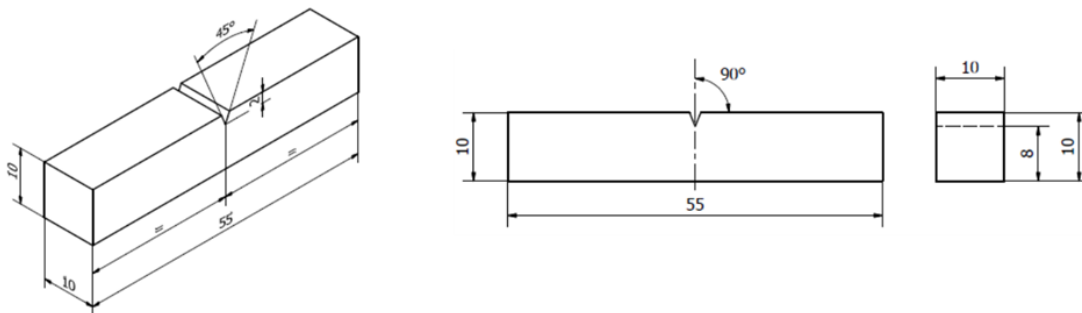
Slika 3.3 Srednje godišnje promjene temperature i saliniteta u Riječkom zaljevu (pridneni i površinski sloj), [127]

Promjene saliniteta u proljeće i jesen vezane su uz maksimume oborine tijekom tih mjeseci. Godišnji medijan vrijednost pH je 8,25 uz maksimalnu i minimalnu vrijednosti 8,43 i 8,6 [127]. Nakon izlaganja korozivnom okolišu, uzorci su očišćeni mekanom četkom od produkata korozije i bioloških nakupina, te isprani destiliranom vodom i osušeni na sobnoj temperaturi. Postupak je pažljivo proveden kako se ne bi odstranio osnovni materijal.

3.3 Metode ispitivanja

Masa uzoraka izmjerena je prije i nakon izlaganja korozivnom okolišu digitalnom Ohaus 3000 vagom. kako bi se odredio gubitak mase. Digitalnom Sony kamerom rezolucije 11 MP napravljene su fotografije površina obuhvaćenih jamičastom korozijom. Primjenom Image J programa za obradu fotografija, određen je broj jamica

na površini 200 mm^2 ($10 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$). Optičkim mikroskopom Olympus SZX10 utvrđen je promjer jamica jamičaste korozije, dok su dubine izmjerene analognom Somet mjernom urom točnosti $0,005 \text{ mm}$. Pretražnim mikroskopom FEI Quanta 250 određena je morfologija površina korodiranih uzoraka. Statički vlačni pokus izveden je na univerzalnoj kidalici Zwick/Roell 400 kN s ekstenzometrom hoda 25 mm , kojim su mjereni pomaci tijekom prvog dijela testa, dok su u završnom dijelu testa prije loma zabilježeni pomaci križne glave kidalice. Uzorci su dimenzionirani prema standardu EN 10002-01, slika 3.2, dok su dijagrami naprezanja i deformacije dobiveni po ASTM E/E8M proceduri. Mjerenje udarne radnje loma izvršeno je prema standardu ASTM E23-18 na Zwick/Roell Charpy Pendulum $150\text{-}300 \text{ J}$ uređaju. Uzorci s V-zarezom za ispitivanje udarne radnje loma izrezani su iz zavarenih uzoraka, prema dimenzijama iz ASTM E23-18, slika 3.4.

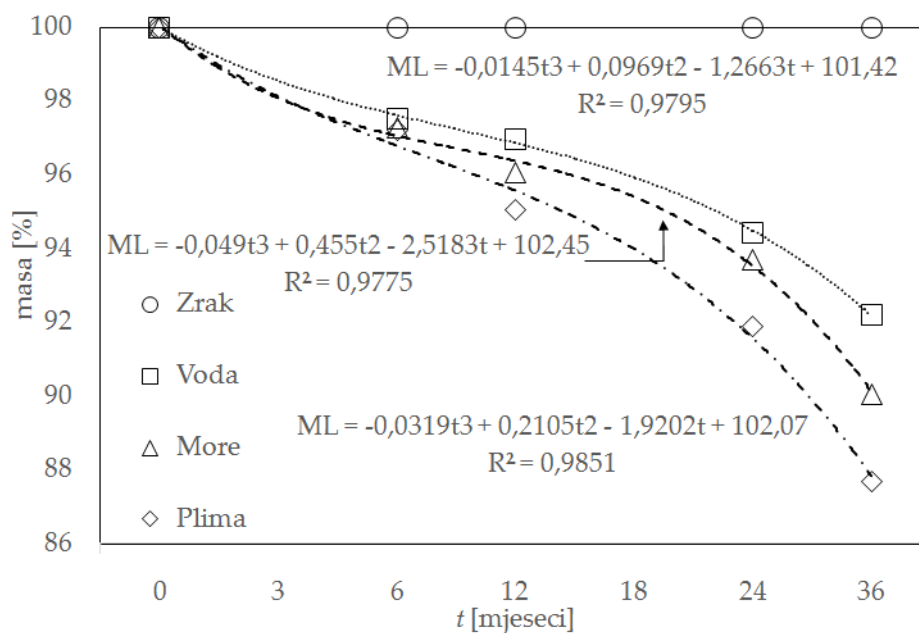


Slika 3.4 Uzorci za ispitivanje žilavosti s V-zarezom, prema AST E23-18

3.4 Prikaz rezultata

3.4.1 Promjena mase

Na osnovu izmjerenih vrijednosti vaganja uzoraka prije i poslije izlaganja dobiven je gubitak mase (%) za pojedinu grupu od pet uzoraka, u ovisnosti o vremenu izlaganja i korozivnom okolišu. Na slici 3.5 gubitak je mase aproksimiran odgovarajućim krivuljama uz pripadajući koeficijent determinacije R^2 .

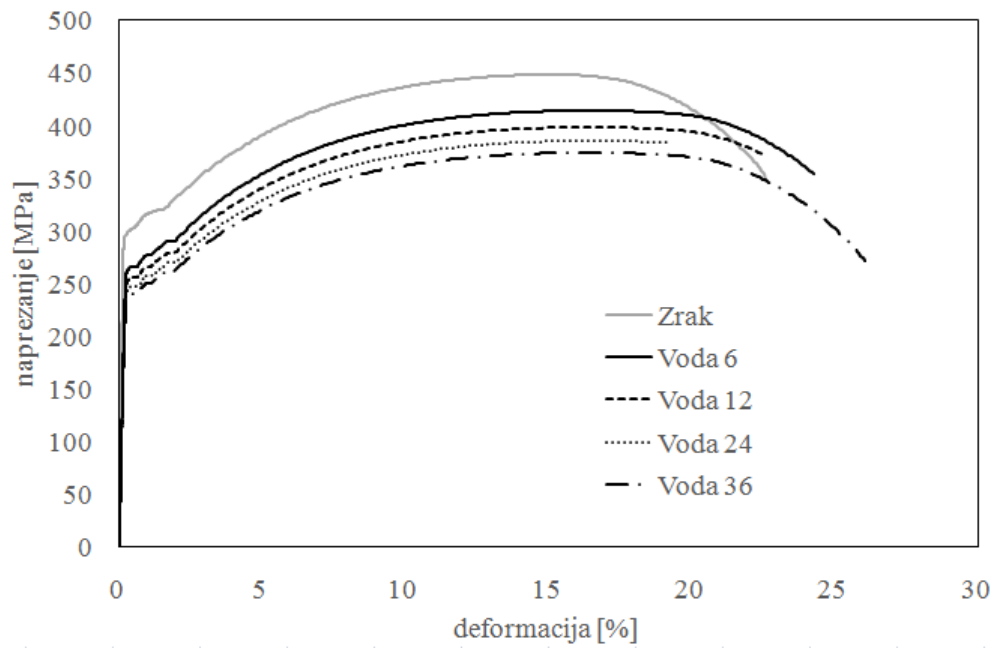


Slika 3.5 Prosječni gubici mase (ML) za uzorke AH36 čelika u ovisnosti o vremenu izlaganja i vrsti korozivnog okoliša

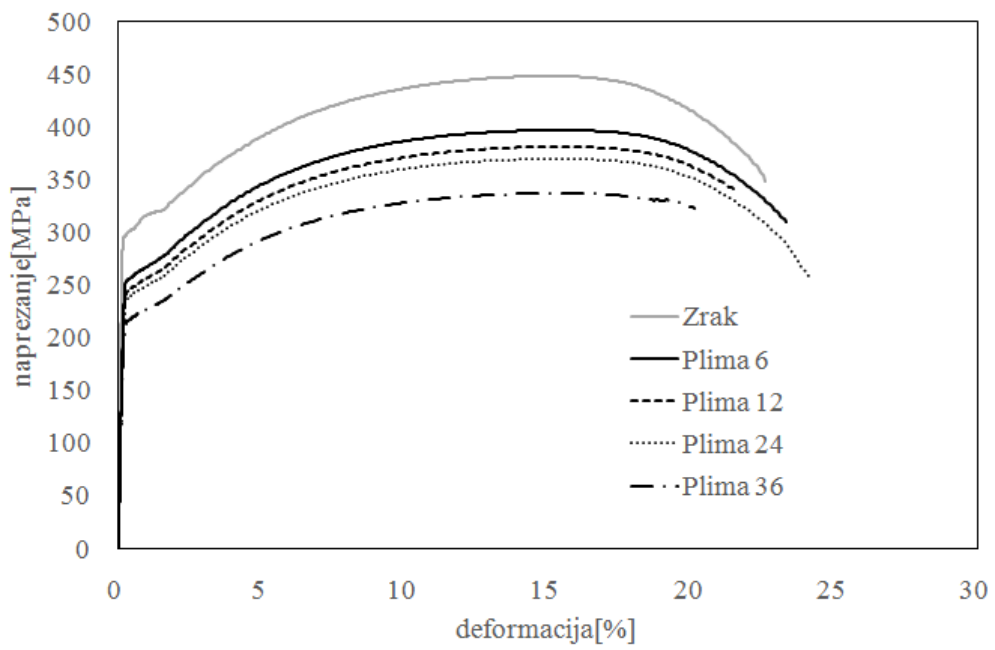
Značajan gubitak mase događa se nakon prvih šest mjeseci, nakon kojih se masa smanjuje, ali nešto sporije, što se može objasniti stvaranjem zaštitinog sloja hrđe na površini uzoraka [128]. Nakon 36 mjeseci gubitak je mase preko 10 % početne mase. Najveći je gubitak mase kod uzoraka iz zone plime i oseke.

3.4.2 Vlačna čvrstoća

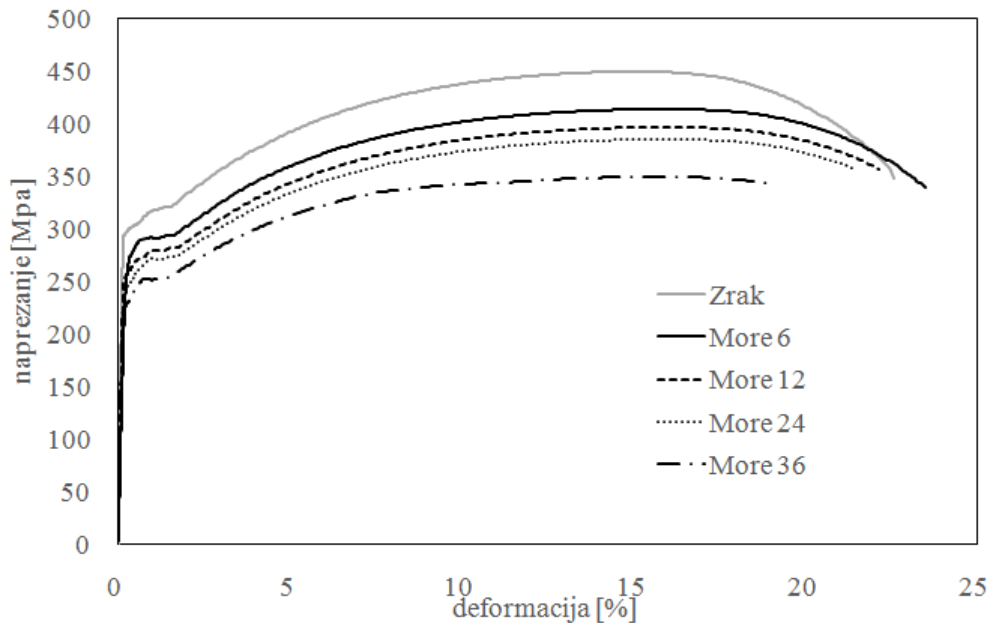
Izvedbom statičkog vlačnog pokusa na kidalici dobiveni su dijagrami ovisnosti naprezanja o deformaciji kod uzoraka izloženih korozivnom okolišu. Pet pokusa izvedeno je za svaku grupu uzoraka, a rezultati su prikazani na slici 3.6.



a)



b)



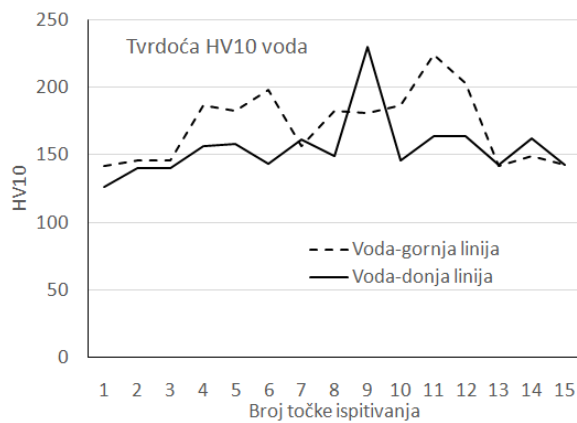
c)

Slika 3.6 Dijagrami ovisnosti naprezanja o deformaciji za uzorke izložene 6,12,24,36 mjeseci u a) slatkoj vodi, b) zoni plime i oseke, c) morskoj vodi . Na dijagramima je dana referentna vrijednost na zraku i sobnoj temperaturi

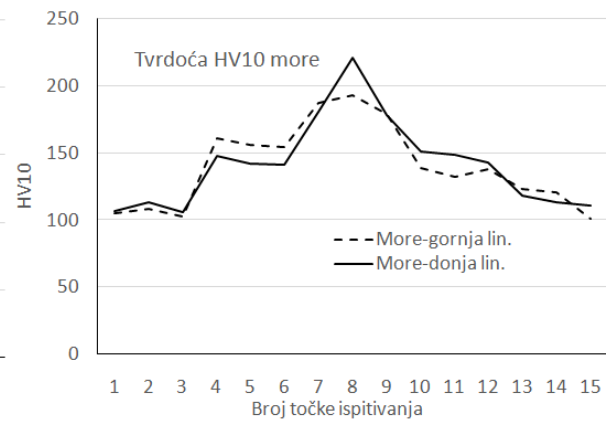
Iz gornjih dijagrama može se primijetiti pad vrijednosti vlačne čvrstoće i naprezanja tečenja u odnosu na uzorke izložene na zraku i sobnoj temperaturi. Pad je vrijednosti veći što je duži period izlaganja korozivnom okolišu. Najveće promjene nastupaju tijekom prvih šest mjeseci izlaganja dok se daljnjim izlaganjem brzina promjene vrijednosti čvrstoća usporava. Ovakav slijed je primijećen i kod umjetno ubrzanih korozivnih testova u otopini natrij klorida na konstrukcijskim čelicima [9]. Najveći je pad vrijednosti vlačne čvrstoće i naprezanja tečenja kod uzoraka iz zone plime i oseke.

3.4.3 Tvrdoća i žilavost

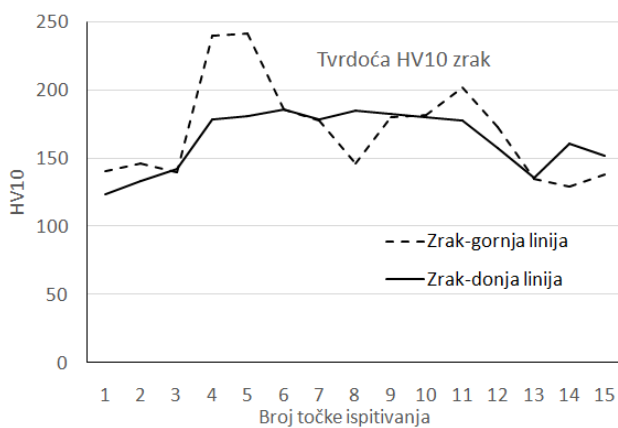
Nakon pripreme i poliranja, uzorci su podvrgnuti ispitivanju tvrdoće po Vickersu i to tako da su na poliranoj površini izvučene dvije tanke linije, po kojima je izvršeno ispitivanje u 15 točaka u području osnovnog materijala (OM), zone utjecaja topline (ZUT) i zone taljenja (ZT). S obzirom na to da su površine obrađene i polirane, nema promjena tvrdoće u ovisnosti o korozivnom okolišu i vremenu, već rezultati variraju ovisno o području mjerenja (OM, ZUT i ZT) i kvaliteti postupka zavarivanja, slika 3.7.



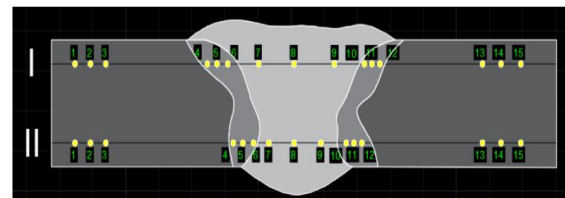
a)



b)



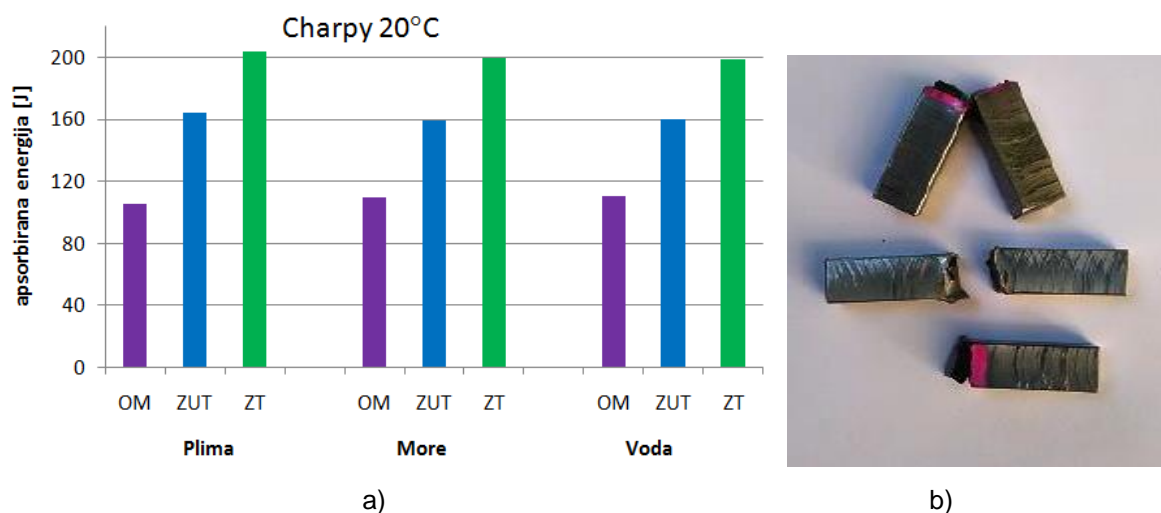
c)



d)

Slika 3.7 Rezultati mjerenja tvrdoće a) slatka voda, b) morska voda, c) zrak, d) pripremljeni uzorak i položaj mjernih točaka

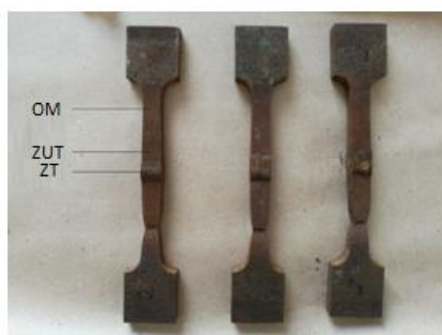
Za ispitivanje žilavosti, tj. udarne radnje loma, pripremljeni su uzorci s V-zarezom . Kao i kod mjerenja tvrdoće, nakon pripreme uzoraka, rezultati mjerenja žilavosti ne ovise o korozivnom okolišu već o području mjerenja (OM, ZUT i ZT) i kvaliteti postupka zavarivanja. Mjerenje je provedeno pri temperaturi od 20°C.



Slika 3.8 Rezultati mjerenja žilavost a) udarna radnja loma pri 20°C, b) uzorci nakon testiranja

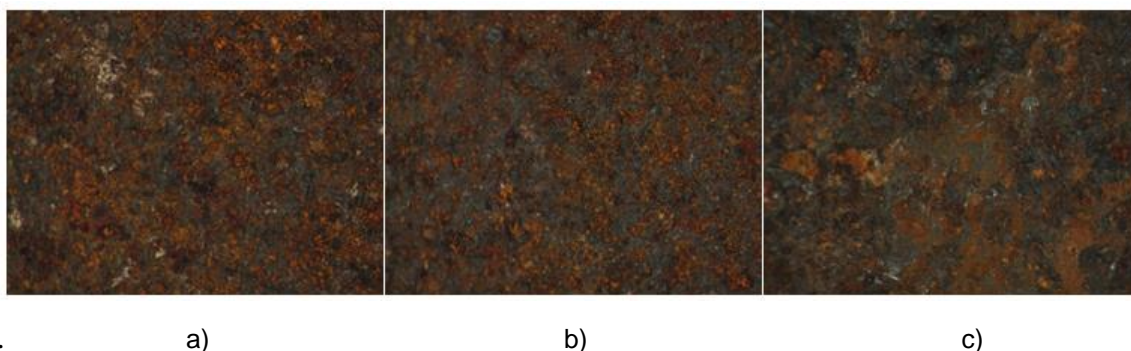
3.4.4 Veličina i distribucija korozivnih jamica

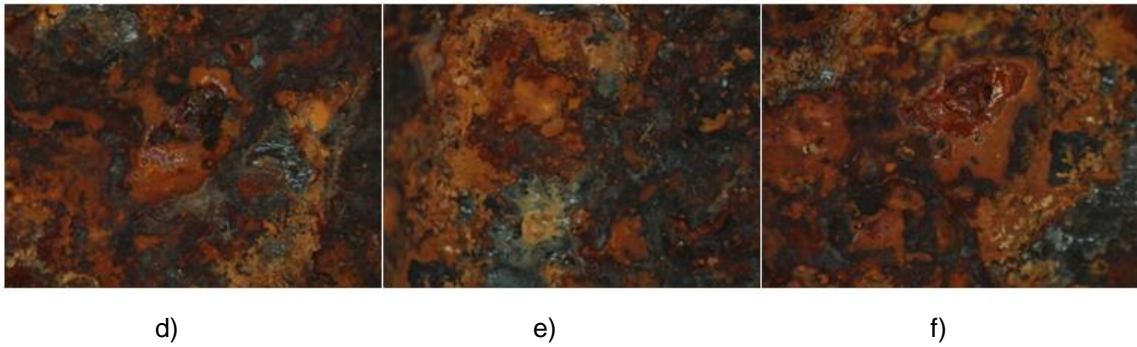
Optički mikroskop i SEM elektronski pretražni mikroskop upotrebljeni su za istraživanje površine uzoraka na svim dijelovima uzoraka (OM, ZUT, ZT), slika 3.9.



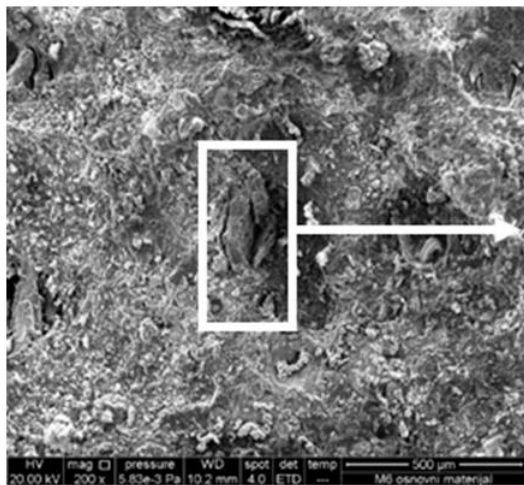
Slika 3.9 Područja ispitivanja na uzorcima

Fotografije dobivene optičkim mikroskopom prikazane su na slici 3.10, dok su fotografije dobivene elektronskim pretražnim mikroskopom prikazane na slici 3.11.

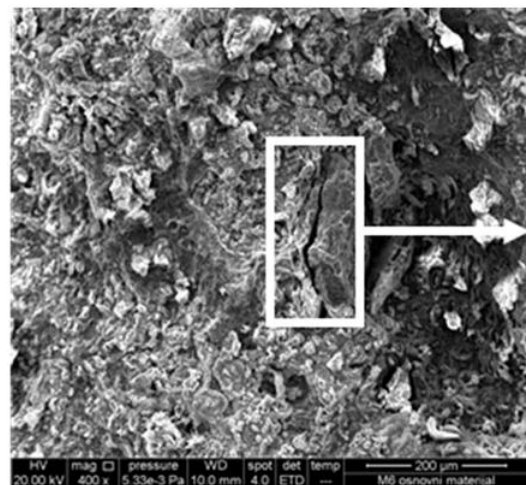




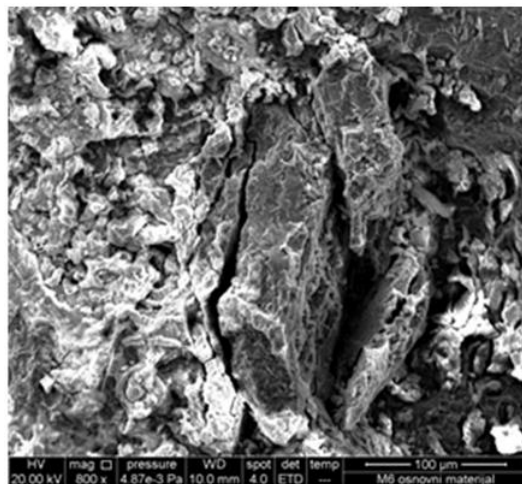
Slika 3.10 Fotografije optičkog mikroskopa, uvećanje 32x za: a) osnovni materijal , b) zonu utjecaja topline, c) zonu taljenja nakon 6 mjeseci izlaganja u morskoj vodi, te za: d) osnovni materijal, e) zonu utjecaja topline, f) zonu taljenja nakon 12 mjeseci izlaganja u morskoj vodi



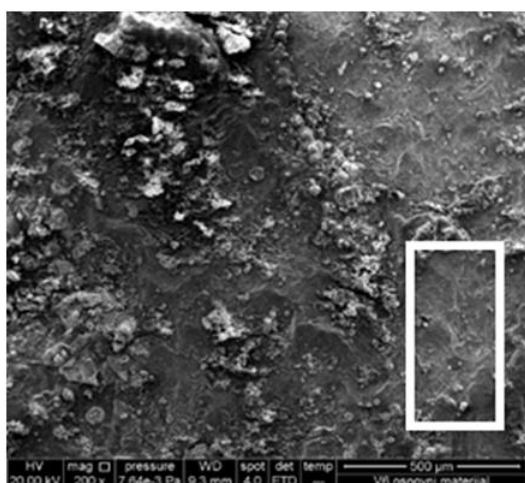
a) uvećanje 200x



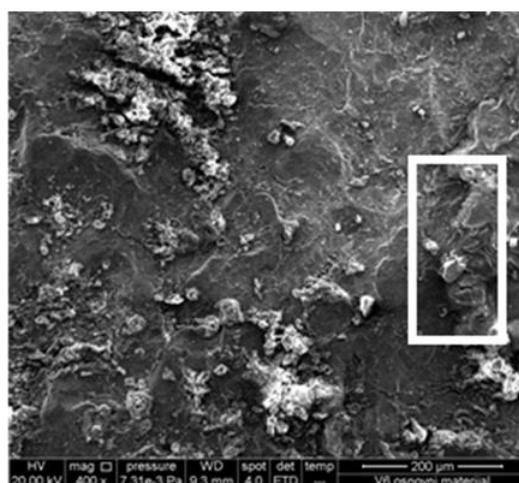
b) uvećanje 400x



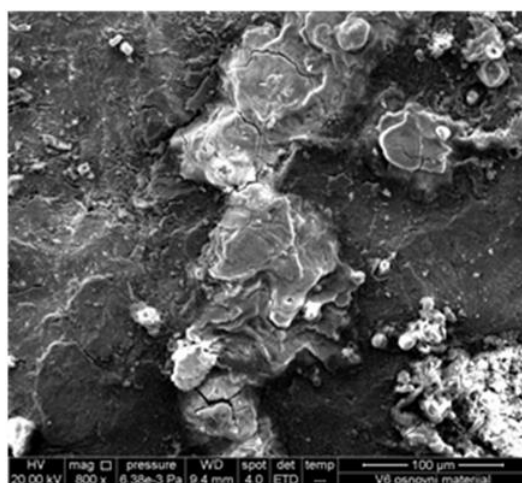
c) uvećanje 800x



d) uvećanje 200x



e) uvećanje 400x



f) uvećanje 800x

Slika 3.11 SEM (elektronski pretražni mikroskop) fotografije površine osnovnog materijala nakon 6 mjeseci izlaganja : a), b), c) u morskoj vodi; d), e), f) u zoni plime i oseke

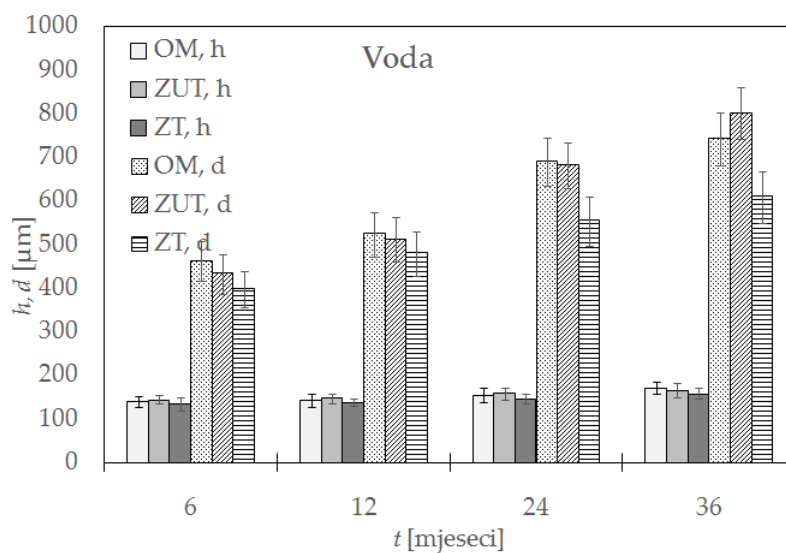
Broj jamica na površinama uzoraka, srednje vrijednosti promjera jamica dobivenih obradom digitalnih slika i dubine jamica izmjerenih komparatorom prikazane su u tablici 3.2 i stupnim dijagramima slika 3.12.

Tablica 3.2 Broj jamica na površini uzoraka

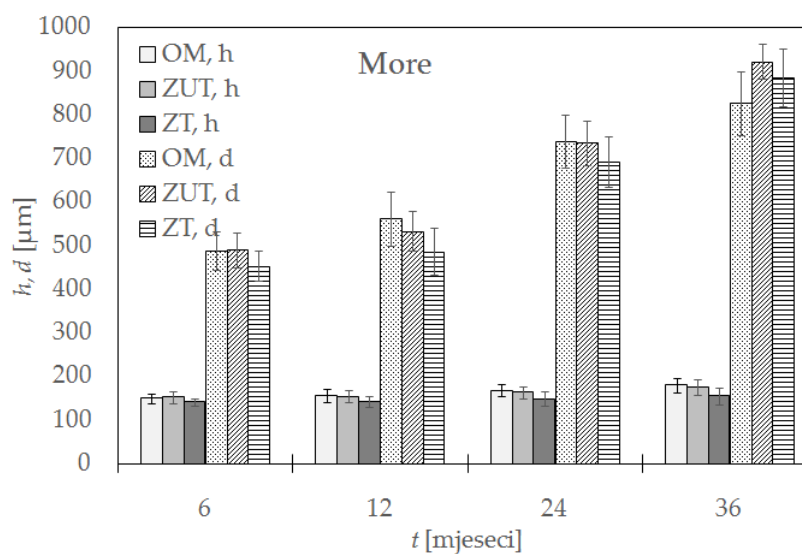
Korozivni okoliš:	Slatka voda											
	OM				ZUT				ZT			
Područje na uzorku:	OM				ZUT				ZT			
Vrijeme izlaganja [mj.]:	6	12	24	36	6	12	24	36	6	12	24	36
Broj jamica [10mm ⁻²]:	4	5	4	5	3	5	4	5	2	3	3	4
	± 1	± 1	± 1	± 1	± 1	± 2	± 1	± 1	± 1	± 1	± 1	± 1

Korozivni okoliš:		Morska voda											
Područje na uzorku:		OM				ZUT				ZT			
Vrijeme izlaganja [mj.]:		6	12	24	36	6	12	24	36	6	12	24	36
Broj jamica [10mm ²]:		9	6	5	5	3	3	2	2	7	6	6	5
		± 3 ± 2 ± 2 ± 1				± 1 ± 1 ± 1 ± 2				± 2 ± 2 ± 1 ± 1			

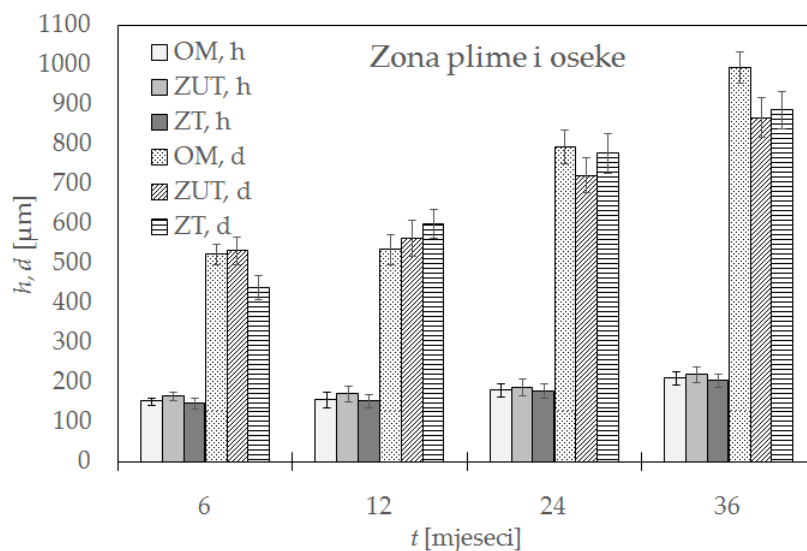
Korozivni okoliš:		Zona plime i oseke											
Područje na uzorku:		OM				ZUT				ZT			
Vrijeme izlaganja [mj.]:		6	12	24	36	6	12	24	36	6	12	24	36
Broj jamica [10mm ²]:		6	6	5	5	5	5	4	5	4	3	3	2
		± 2 ± 2 ± 1 ± 1				± 2 ± 2 ± 1 ± 1				± 1 ± 1 ± 1 ± 1			



a)



b)



c)

Slika 3.12 Rezultati mjerenja jamica, promjer (d) i dubina (h) u ovisnosti o vremenu izlaganja, području na uzorku, korozivnom okolišu: a) u slatkoj vodi, b) morskoj vodi i c) zoni plime i oseke

Usporedbom slika korodirane površine uzoraka dobivenih optičkim mikroskopom za uzorke iz mora slika 3.10 a,b,c, primjećuje se najveći broj jamica u području OM, a najmanji u području ZUT. Ako se uspoređuju slike uzoraka iz istog korozivnog okoliša za dva različita perioda (6 i 12 mjeseci slika 3.10 a,b,c i d,e,f) uočavaju se veće jamice, ali i njihov manji broj kod dužeg perioda izlaganja, što je posljedica rasta i spajanja jamica. Izmjerene dubine jamica pokazuju da je jamičasta korozija najintenzivnija tijekom prvih šest mjeseci, dok se nakon toga rast usporava. Najveće dubine jamica izmjerene su u zoni utjecaja topline, zatim u osnovnom materijalu, te najmanje u zoni taljenja. Korozija je najizraženija kod uzoraka iz zone plime i oseke. Slike elektronskog pretražnog mikroskopa uvećanja 200x, 400x, 800x za osnovni materijal, slika 3.11, nakon šest mjeseci izlaganja u morskoj vodi i zoni plime i oseke pokazuje razlike na rubovima jamica. Kod uzoraka iz morske vode uočavaju se jamice s oštrim i izraženim rubovima, što predstavlja veći rizik za razvoj pukotine iz koje će nastati lom konstrukcije [129], nego kod uzoraka iz zone plime i oseke kod kojih su rubovi jamica glatki i zaobljeni. S druge strane dimenzije jamica iz zone plime i oseke generalno su veće od onih iz mora što povećava rizik od stvaranja pukotine i loma konstrukcije.

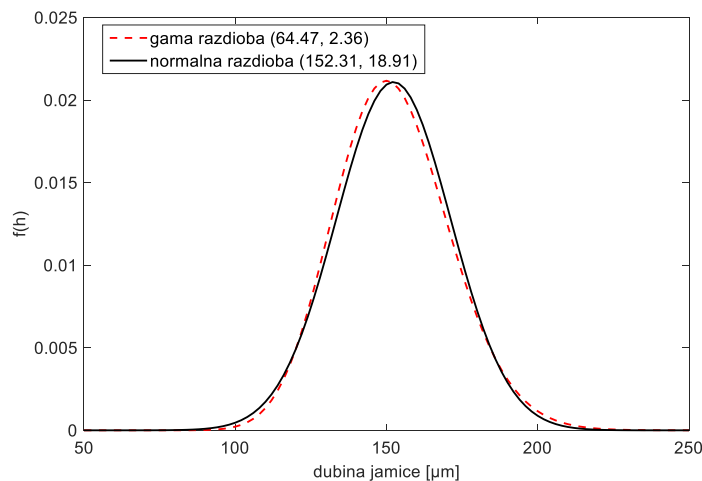
4. Numeričko modeliranje

Četvrto poglavlje donosi potvrdu eksperimentalnih rezultata numeričkom analizom koja je u prvom dijelu obuhvatila stohastičku simulaciju jamičaste korozije na površini uzoraka, a u drugom dijelu konačnoelementnu analizu i simulaciju statičkog vlačnog pokusa. Karakterizirana su svojstva zone taljenja, zone utjecaja topline i osnovnog metala zavarenog spoja.

4.1 Uspostava konačnoelementnog modela

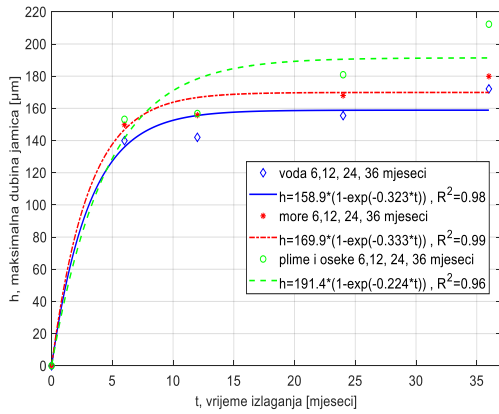
4.1.1 Modeliranje jamičaste korozije

Jamičasta korozija složen je fizikalno-kemijski proces koji se sastoji od stvaranja jamica i njihova rasta [19]. Stvaranje jamica modelira se Poissonovim procesom, dok se rast jamica modelira Markovljevim procesom [24]. Realističniji modeli prilikom nukleacije jamica uzimaju u obzir repasivaciju [26], koja se s vremenom događa i nehomogeni Poissonov proces. Distribucija jamica na površini uzoraka procjenjuje se nehomogenim prostornim Poissonovim procesom [29], [30]. Pored Markovljeva procesa rast jamica u dubinu može se također modelirati gama razdiobom [25]. Ukoliko je parametar oblika gama razdiobe dovoljno velik, gama razdioba može se dobro aproksimirati normalnom razdiobom, slika 4.1.

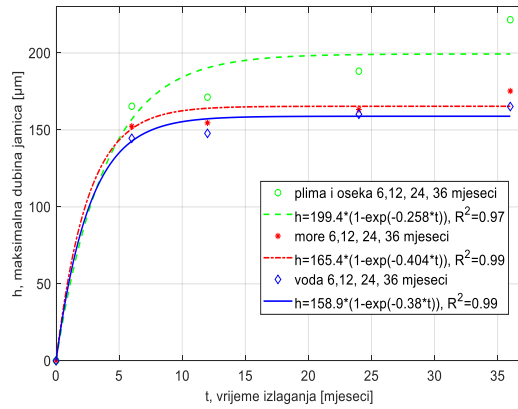


Slika 4.1 Usporedba gama i normalne razdiobe za osnovni materijal nakon 6 mjeseci u zoni plime i oseke

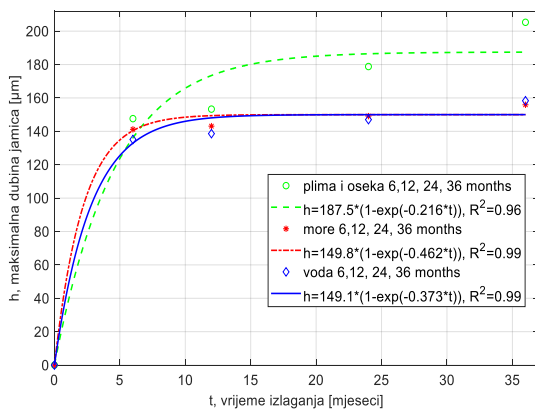
Na osnovu eksperimentalnih rezultata, maksimalni rast jamica u dubinu uklopljen je u eksponencijalnu funkciju, slika 4.2. Može se primijetiti da je najbrži rast u prvih šest mjeseci, te je nakon dvanaest mjeseci vrlo usporen.



a) OM

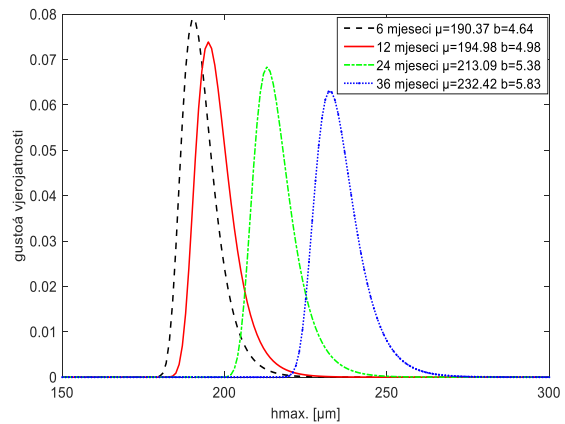


b) ZUT



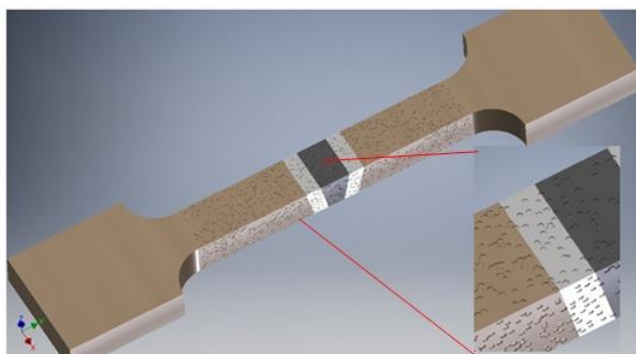
c) ZT

Slika 4.2 Rast jamica u dubinu a)OM, b)ZUT, c)ZT



Slika 4.3 Gumbellova razdioba za maksimalne dubine jamica za ZUT

Maksimalne dubine jamica slijede Gumbellovu razdiobu [23], slika 4.3, dok se promjeri jamica uklapaju u normalnu razdiobu [130]. Za simulaciju jamičaste korozije primjenom prethodno navedenih stohastičkih procesa i razdioba, razvijena je posebna VBA (engl. *visual basic for applications*) rutina, Prilog A, koja generira jamice na površini uzoraka u 3-D CAD Inventor programu, slika 4.4.



Slika 4.4 3 D model testnog uzorka izloženog 6 mjeseci u zoni plime i oseke

Trodimenzionalni modeli uzorka korodiranih površine učitani su u Ansys program za strukturnu analizu metodom konačnih elemenata.

4.1.2 Kriterij duktilnog loma

Postoji nekoliko kriterija (modela) duktilnog loma u inženjerskoj primjeni, kao što su: Johnson-Cook model, Gursonov model, SMCS model autora Hancocka i MacKenzia [131]. U ovom radu korišten je SMCS model, koji uključuje ovisnost kritične plastične deformacije o trijaksijalnosti. Trijaksijalnost je omjer srednje vrijednosti glavnih naprezanja (hidrostatičko naprezanje) i ekvivalentnog (von Mises) naprezanja. SMCS model predviđa lom kada ekvivalentna plastična deformacija prijeđe kritičnu vrijednost na kritičnom volumenu ili tzv. parametru mjerila duljine (engl. *length scale*) koji karakterizira kritični volumen:

$$\bar{\epsilon}_P > \bar{\epsilon}_{Pkrit} = \alpha \cdot e^{(-1,5T)}, \quad (4.1)$$

gdje je α parametar žilavosti materijala, T trijaksijalnost.

Parametar mjerila duljine određuje se na temelju veličine udubljenja koje nastaju na površini loma i pokazatelj su spajanja šupljina čija je posljedica stvaranje makro pukotina [132]. Mjerenjima je ustanovljena veličina parametra $\leq 0,1$ mm [133]. SMCS model ne koristi prethodna stanja naprezanja za predviđanje deformacija loma, pa se u osnovnom obliku ne bi mogao primjenjivati za veliki raspon trijaksijalnosti bez rekalkibracije parametara modela. Uvođenjem prosječne vrijednosti trijaksijalnosti [134] u jednadžbu (4.1) dobivaju se pouzdaniji rezultati jer se na taj način uzimaju i prethodna stanja naprezanja. U tom slučaju, jednadžba 4.1 dobiva oblik:

$$\bar{\epsilon}_P - \alpha \cdot e^{(-1,5T_{av})} \geq 0, \quad (4.2)$$

$$T_{av} = \frac{1}{\bar{\epsilon}_P} \int_0^{\bar{\epsilon}_P} T d\bar{\epsilon}_P \quad (4.3)$$

gdje je $\bar{\epsilon}_P$ ekvivalentna plastična deformacija, T_{av} prosječna trijaksijalnost.

4.1.3 Svojstva osnovnog materijala (OM)

Mehanička svojstva AH36 čelika dobivena statičkim vlačnim pokusom su: Youngov modul elastičnosti 208 GPa, naprezanje tečenja do 320 MPa (vrijednost je nešto manja od 355 MPa, nego u ASTM A131 standardu) maksimalna vlačna čvrstoća 450 MPa. U literaturi [135] lom nastaje kada je ekvivalentna kritična deformacija 0,43 i traksijalnost 0,4, što daje parametar žilavosti $\alpha = 0,78$. Postoji također relacija između parametra žilavosti materijala i udarne radnje loma, koja je opisana empirijskom jednačbom [136]:

$$\alpha = 0,016 \cdot CVN - 0,93 \quad (4.4)$$

gdje je CVN [J] udarna radnja žilavog loma.

Prema rezultatima mjerenja žilavosti, slika 3.8, za osnovni materijal vrijednost parametra CVN je 105 J pri sobnoj temperaturi. Primjenom jednačbe (4.4) dobiva se $\alpha = 0,75$, što je kao i kod [137], blizu vrijednosti 0,78 iz literature. Za model očvršćivanja AH36 čelika usvojen je kombinirani Swift-Voce model [138], definiran jednačbom:

$$\bar{\sigma}_P = \alpha \cdot A \cdot (\epsilon_0 + \bar{\epsilon}_P)^n + (1 - \alpha) \cdot \left(\sigma_0 + Q \cdot \left(1 - e^{(-\beta \bar{\epsilon}_P)} \right) \right) \quad (4.5)$$

gdje je $\bar{\sigma}_P$ [MPa] ekvivalentno plastično naprezanje, $\bar{\epsilon}_P$ ekvivalentna plastična deformacija, dok su α , A , n , ϵ_0 , σ_0 , Q , β , parametri Swift-Voce modela dobiveni vlačnim testom (krivulja za uzorke na zraku) dani u tablici 4.1:

Tablica 4.1 Parametri Voce-Swift modela očvršćivanja

Čelik	α	A	ϵ_0	n	σ_0	Q	β
AH 36	0,51	876,5 MPa	0,01529	0,263	297 MPa	273 MPa	14,47

4.1.4 Svojstva zone utjecaja topline (ZUT)

Unos topline tijekom postupka zavarivanja utječe na promjenu mikrostrukture i posljedično promjenu mehaničkih svojstava materijala u zoni utjecaja topline. Tvrdća u zoni utjecaja topline veća je nego kod osnovnog materijala. Kako bi se utvrdilo naprezanja tečenja i maksimalna vlačna čvrstoća ZUT-a, potrebni su posebni uzorci za vlačni pokus, a mogu se odrediti i na temelju relacija između tvrdoće i vlačne čvrstoće (σ_{UTS} [MPa]) i naprezanja tečenja (σ_{YS} [MPa]) [139], [140]:

$$\sigma_{UTS} = 3,734 \cdot HV - 99,8 \quad (4.6)$$

$$\sigma_{YS} = 2,876 \cdot HV - 90,7 \quad (4.7)$$

gdje HV tvrdoća u stupnjevima Vickersa. Dobivene vrijednosti na temelju tvrdoće su 370 MPa za naprezanje tečenja i 500 MPa za maksimalnu vlačnu čvrstoću. Za model očvršćivanja ZUT-a, usvojen je eksponencijalni oblik definiran jednačbom:

$$\sigma_P = 730 \cdot \varepsilon_p^{0,122} \quad (4.8)$$

Gdje je σ_P [MPa] stvarno plastično naprezanje, ε_p stvarna plastična deformacija. Parametri 730 MPa i 0,122, tj. K i n nepoznanice u jednačbi (4.8) određeni su relacijama [141]:

$$K = \sigma_{UTS} \left(\frac{e}{n} \right)^n \quad (4.9)$$

$$\left(\frac{e \left(0,002 + \frac{\sigma_{YS}}{E} \right)}{n} \right)^n = \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_{UTS}} \quad (4.10)$$

gdje je e Napierova konstanta, E [GPa] Youngov modul elastičnosti. Parametar žilavosti SMCS modela je 1,66, dobiven iz jednačbe (4.4) za $CVN = 162$ J pri sobnoj temperaturi.

4.1.5 Svojstva zone taljenja (ZT)

Na osnovu izmjerene tvrdoće vlačna čvrstoća je 620 MPa i naprezanje tečenja 533 MPa. Parametar žilavosti SMCS modela je 2,66 i dobiven je iz jednačbe (4.4) za

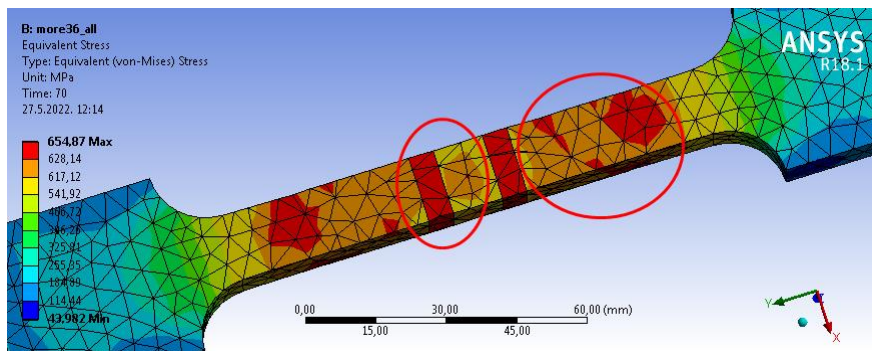
CVN = 200 J. Za model očvršćivanja, odabran je, prema [142], eksponencijalni oblik definiran jednažbom:

$$\sigma_P = 931 \cdot \varepsilon_p^{0,133}, \quad (4.11)$$

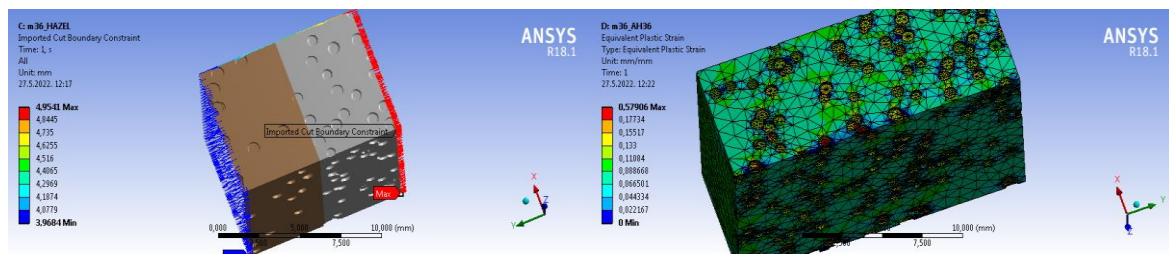
gdje je σ_P [MPa] stvarno plastično naprezanje, ε_p stvarna plastična deformacija.

4.2 Konačnoelementna analiza

Definirana svojstva materijala po područjima zavarenih uzoraka (OM, ZUT, ZT) zajedno s kriterijem duktilnog loma korišteni su za simulaciju utjecaja jamičaste korozije na promjenu mehaničkih svojstava zavarenog AH36 čelika, odnosno simulaciju statičkog vlačnog primjenom Ansys LS-Dyna programa za konačne elemente. Maksimalna veličina elemenata u analizi u blizini jamica određena je parametrom duljine ($\leq 0,1$ mm), što dovodi do velikog broja elemenata i velike potrošnje procesorskog vremena, stoga je za svaki model zavarenog uzorka izvršeno podmodeliranje, slika 4.5, uz primjenu SOLID 187 elementa tetraedarskog oblika s 10 čvorova.

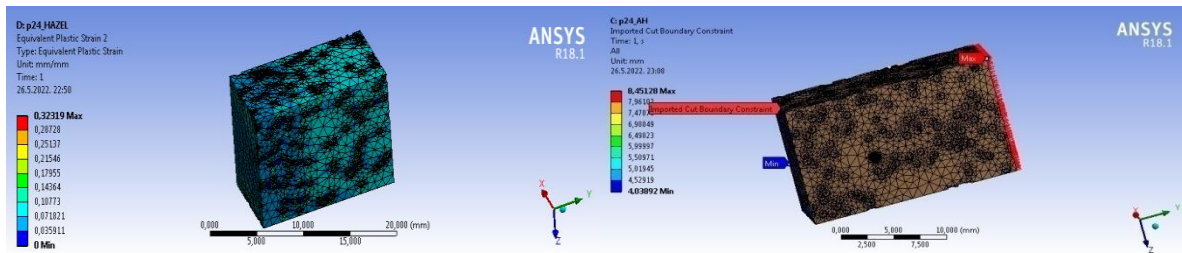


a)



b)

c)

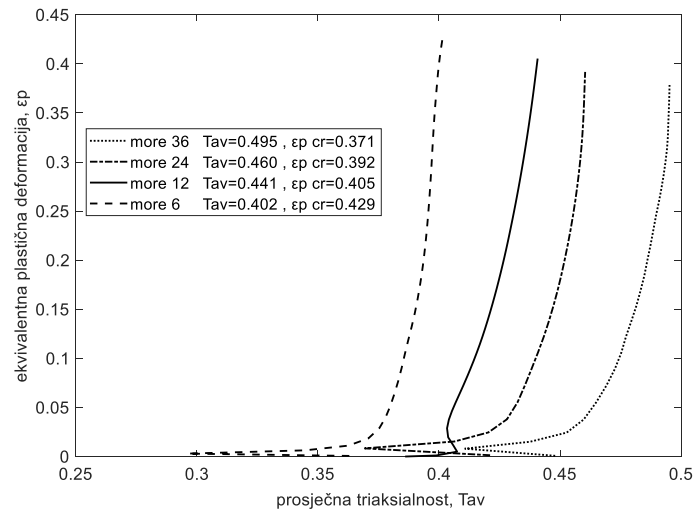


d)

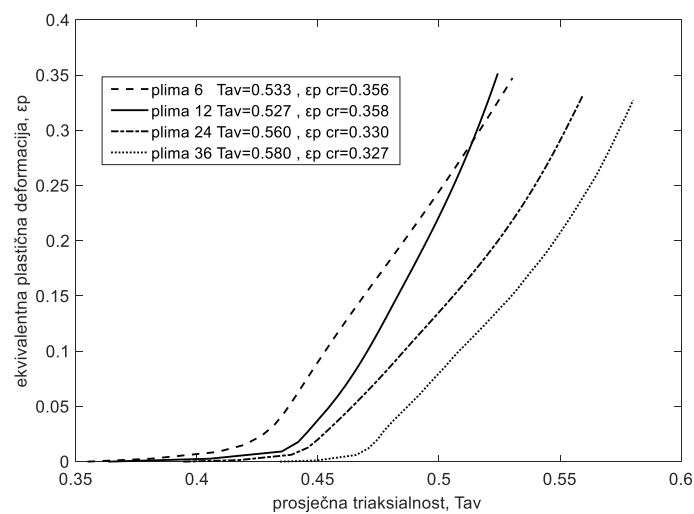
e)

Slika 4.5 Konačnoelementni model uzorka za vlačni test: a) označene zone za podmodeliranje. Podmodeliranje: 36 mjeseci izlaganja u morskoj vodi b) ZUT i ZT c) OM 24 mjeseca izlaganja u zoni plime i oseke d) ZUT i ZT e) OM

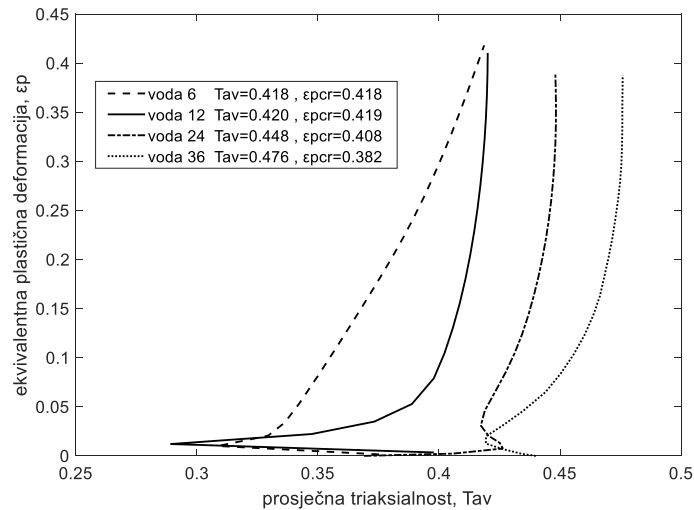
U prvom dijelu konačnoelementne analize dobivene su vrijednosti kritične ekvivalentne plastične deformacije i trijaksialnosti za modelirane uzorke, slika 4.6, na temelju kojih je izvršena simulacija vlačnog pokusa.



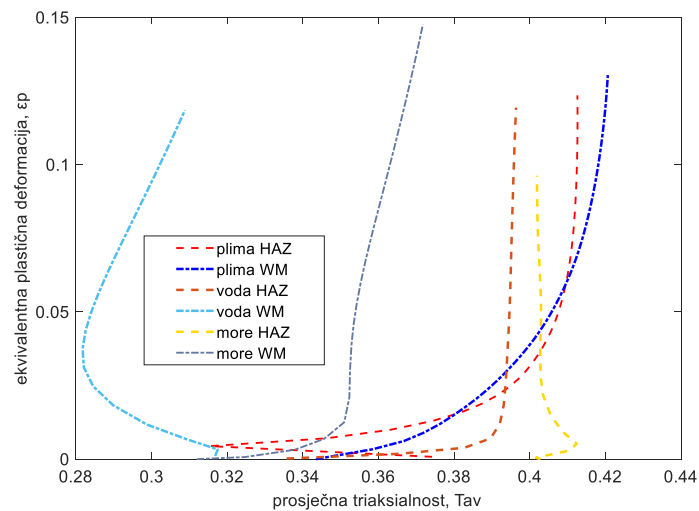
a)



b)



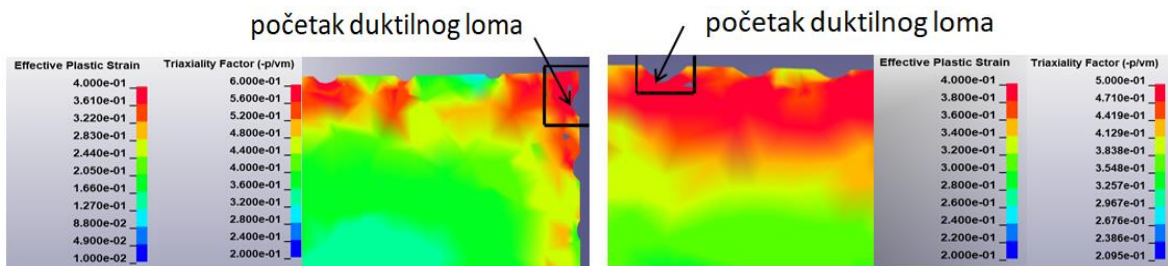
c)



d)

Slika 4.6 Ovisnost ekvivalentne plastične deformacije o trijaksialnosti za početak duktilnog loma: (a) OM u morskoj vodi; (b) OM u zoni plime i oseke; (c) OM u vodi; (d) ZUT i ZT nakon 36 mjeseci izlaganja

U drugom dijelu konačnoelementne analize, primjenom SMCS kriterija za duktilni lom, izvršena je simulacija statičkog vlačnog pokusa, slika 4.7, za svih dvanaest uzoraka s obzirom na trajanje izlaganja u korozivnom okolišu.



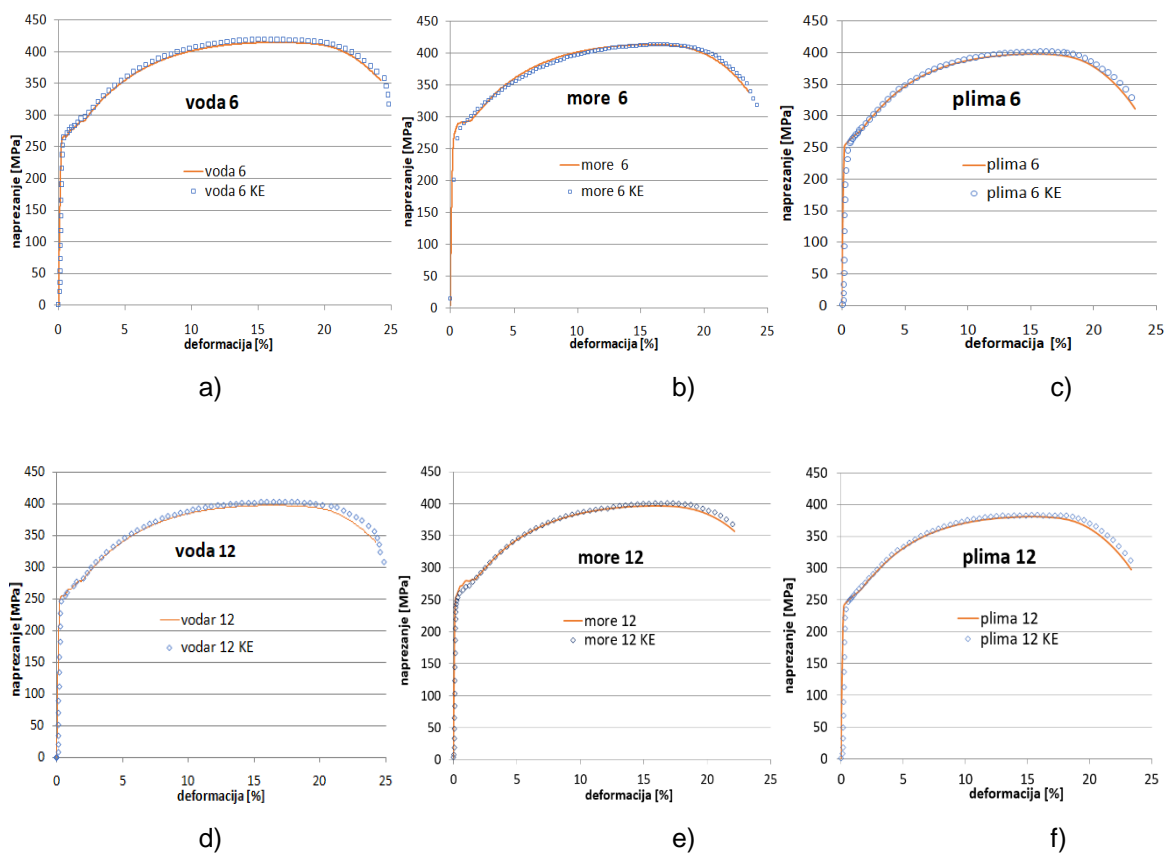
a)

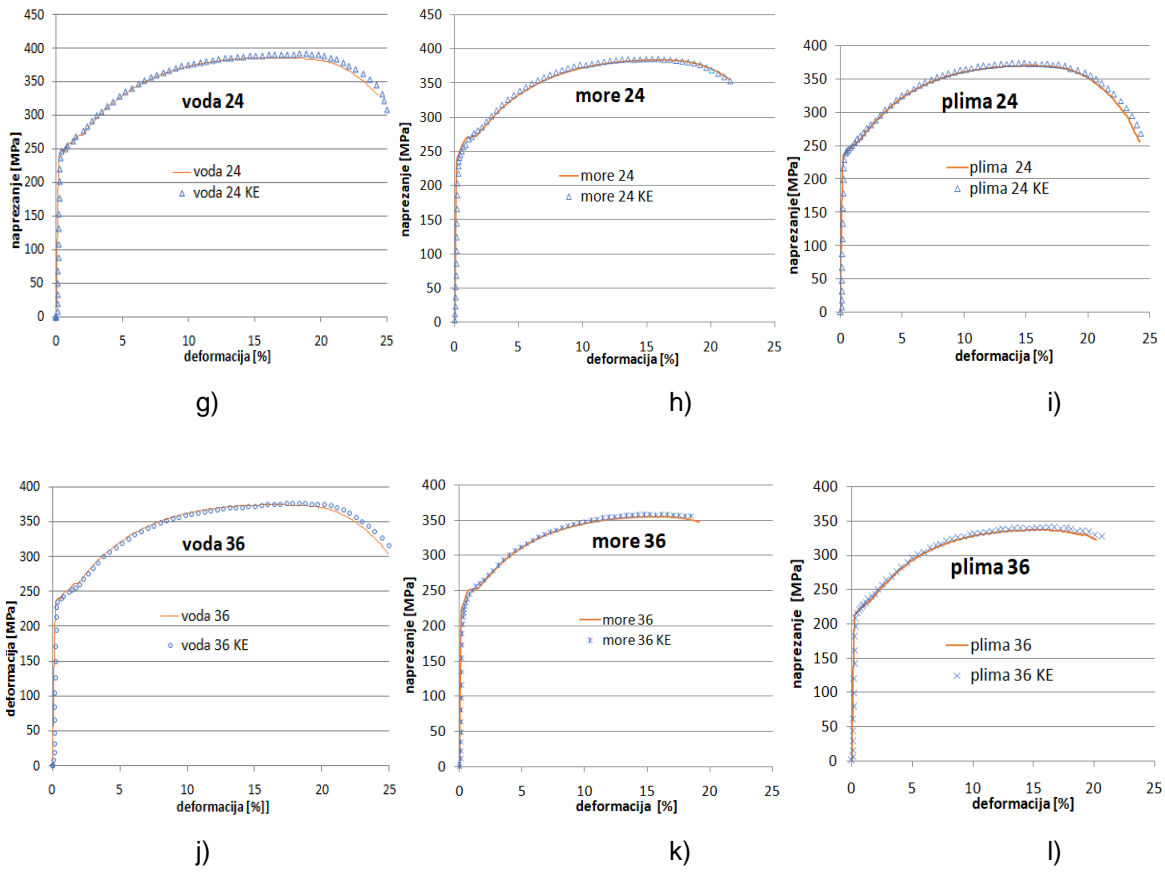
b)

Slika 4.7 Početak duktilnog loma u OM nakon 36 mjeseci izlaganja u: a) zoni plime i oseke, b) moru

4.3 Usporedba rezultata

Slika 4.8 prikazuje usporedbu inženjerskih dijagrama simuliranog i eksperimentalnog vlačnog testa izvršenog na korodiranim uzorcima. Numerički se model dobro podudara s eksperimentalnim kod kojeg je također lom nastupio u osnovnom materijalu. Mogu se primijetiti manja odstupanja nakon točke maksimalne vlačne čvrstoće, odnosno početka stvaranja vrata na testnom uzorku (engl. necking point), kada počinje nestabilno ponašanje materijala. Kod numeričkog modela, nakon te točke parametri modela očvršćivanja materijala (Voce-Swift, eksponencijalni) ekstrapolirani s na osnovu stvarne deformacije i naprezanja materijala do početka stvaranja vrata na testnom uzorku.





Slika 4.8 Usporedba rezultata numeričkog i eksperimentalnog vlačnog testa na uzorcima izloženim: slatkoj vodi, morskoj vodi, plimi i oseci na periode od: 6 mjeseci (a), (b), (c); 12 mjeseci (d), (e), (f); 24 mjeseca (g), (h), (i); 36 mjeseci (j), (k), (l)

5. Probabilistička procjena zamornog vijeka trajanja

Primjenom eksperimentalnih i numeričkih rezultata u petom poglavlju, određene su krivulje rasta pukotine i probabilistička procjena životnog vijeka zavarenog detalja pomorske konstrukcije. Parametri mehanike loma kalibrirani su Monte Carlo metodom sa $S-N$ vjerojatnosnom krivuljom za slučaj nepoznate i poznate početne veličine pukotine, koja je nastala tranzicijom korozivne jamice u pukotinu, što je također opisano u poglavlju. Provedeno je ažuriranje vjerojatnosnih krivulja kada nerazarajuće ispitivanja nije otkrilo pukotinu u svrhu daljnjeg planiranja inspekcija.

Probabilistička procjena zamornog vijeka trajanja zavarenog konstrukcijskog detalja odobalnog objekta prikazana je na primjeru T-zavarenog spoja, slika 2.21, s pukotinom na vrhu zavara u zoni utjecaja topline koji se kao detalj uvijek pojavljuje u odobalnim objektima. Odgovarajuće geometrijske funkcije mehanike loma dane su u Prilogu C. Zamorni vijek trajanja zavarenih konstrukcija dobiven $S-N$ pristupom smatra se pouzdanijim nego dobiven pristupom mehanike loma. $S-N$ podaci izvedeni su direktno iz pokusa zamora materijala, dok je mehanika loma temeljena na izračunu kod kojeg su potrebni dodatni parametri za analizu. Iz tog razloga se izvodi kalibracija parametara mehanike loma tako da vjerojatnost loma temeljena na mehanici loma slijedi vjerojatnost loma dobivenu $S-N$ pristupom do prvog nerazarajućeg ispitivanja. Nakon prvog ispitivanja, daljnji rezultati ovise o modelu mehanike loma, pouzdanosti nerazarajuće metode ispitivanja i jesu li pronađene pukotine. Ukupan broj ciklusa do loma može se predstaviti kao broj ciklusa do inicijacije pukotine i broj ciklusa rasta pukotine i zato uz točnu procjenu rasta pukotine važan utjecaj na vremenske intervale nerazarajućih ispitivanja ima vrijeme inicijacije pukotine.

5.1 Formuliranje stohastičkog opterećenja

Kao što je spomenuto u poglavlju 2.3, za raspodjelu naprezanja u zavarenom detalju odobalnih konstrukcija kod proračuna zamornog oštećenja ili vijeka trajanja može se primijeniti dugoročna raspodjela naprezanja koja je opisana dvoparametarskom Weibullovom razdiobom s parametrom oblika h i parametrom mjerila q . Parametar oblika Weibullove razdiobe dobiva se na temelju odziva pomorskog objekta i iznosi često oko 1 za odobalne objekte.

5.2 Formuliranje funkcije graničnog stanja za S-N pristup

Vjerojatnost zamornog loma tijekom eksploatacije pomorskog objekta izloženog dinamičkom opterećenju vjerojatnost je da će lom nastupiti ranije od nekog zadanog vremenskog perioda, kao što je na primjer proračunski vijek trajanja pomorskog objekta (20-25 godina). Funkcija graničnog stanja može se definirati tako da akumulirano zamorno oštećenje premašuje maksimalni akumulirani zamor u nekom vremenskom periodu, što se kod S-N pristupa može izraziti sljedećom jednačinom:

$$M(t) = \Delta - D(t) \quad (5.1)$$

gdje je Δ stohastička varijabla koja opisuje nesigurnost Palmgren-Minerove akumulacije oštećenja, $D(t)$ akumulirano zamorno oštećenje nakon perioda t , prema jednačini 2.19. Tada je vjerojatnost zamornog loma dana izrazom:

$$P_f = P(M(t) \leq 0) = P((\Delta - D(t)) \leq 0) \quad (5.2)$$

Za vrijednost varijable Δ uzima se vrijednost akumuliranog oštećenja tijekom projektnog životnog vijeka s log-normalnom razdiobom s medijanom 1 uz koeficijent varijacije $CoV = 0,3$ [143], pri čemu je koeficijent varijacije omjer standardne devijacije i srednje vrijednosti i prikazuje raspršenje podataka oko srednje vrijednosti.

5.3 Definiranje parametara jednačine akumuliranog oštećenja

U jednačini akumuliranog oštećenja za period t :

$$D(t) = \frac{t f_0}{a} q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \quad (5.3)$$

parametri su definirani na sljedeći način:

f_0 – [1/s] prosječna frekvencija prolaska nule za dugoročni odziv dobivena je korištenjem podataka i tablica za sjeverni Jadran [144] i iznosi 0,33 1/s.

$\log(a)$ - odsječak na log N osi sa srednjom S-N krivuljom, kada je vjerojatnost loma 50 %, pa treba dodati dvije standardne devijacije na vrijednosti $\log(\bar{a})$ odsječka krivulja iz projektnih S-N krivulja. Za T zavareni detalj odabrana je F krivulja [86] za koroziju u

morskoj vodi. Parametar $\log(\bar{a})$ ima normalnu razdiobu i standardnu devijaciju 0,2, te je za F krivulju $\log(\bar{a}) = 11,378$ i uz $SD=0,2$ odsječak $\log(a) = 11,778$, tako da $D(t)$ za određeni t postaje stohastička varijabla u funkciji graničnog stanja.

q - parametar mjerila Weibullove razdiobe, definiran je jednadžbom (2.15):

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln(n_0))^{\frac{1}{h}}}$$

$\Delta\sigma_0$ – [MPa] raspon naprezanja koji će se pojaviti najviše jednom u n_0 ciklusa naprezanja, odabrano 150 MPa

n_0 - promatrani broj ciklusa naprezanja (npr. za proračunski vijek trajanja od 20 godina) i umnožak je prosječne frekvencije prolaska nule za dugoročni odziv i perioda t [s].

m - parametar nagiba u logaritamskom mjerilu i iznosi 3 za zavarene konstrukcije

h - parametar oblika Weibullove razdiobe ovisi o odzivu pomorske konstrukcije i geografskom položaju. U literaturi [145] se mogu naći vrijednosti od 0,5 do 1,3 ovisno o geografskom položaju (Meksički zaljev, Sjeverno more itd.). Ako je odziv nepoznat, može se pretpostaviti da je 1.

5.4 Monte Carlo metoda za S-N pristup

Uvrštavanjem funkcije graničnog stanja u izraz (2.48) slijedi:

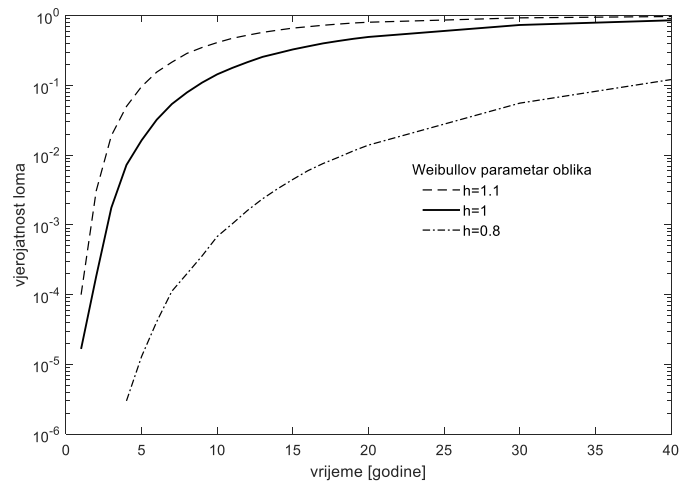
$$P_f = \frac{n((\Delta - D(t)) \leq 0)}{N} \quad (5.4)$$

gdje je n broj pokusa za koje granična funkcija manja ili jednaka nuli, tj. dogodio se lom, dok je N ukupan broj pokusa, Δ i D su prethodno opisane stohastičke varijable. Broj pokusa N uz standardnu grešku $s = 5\%$, može se izračunati iz izraza (2.52):

$$N = \frac{P_f(1 - P_f)}{s^2} = \frac{P_f(1 - P_f)}{(0,05P_f)^2} \quad (5.5)$$

Prihvatljiva vjerojatnost loma je 0,01, tako da je broj pokusa najmanje 40000. U Prilogu B je Matlab rutina kojom je izvršena simulacija s prethodno definiranim parametrima.

Rezultati simulacije prikazani su na slici 5.1, gdje je prikazana i osjetljivost rezultata o parametru h .



Slika 5.1 S-N krivulja vjerojatnost loma zavarenog detalja u moru sjevernog Jadrana

5.5 Formuliranje funkcije graničnog stanja za mehaniku loma

Na temelju mehanike loma može se definirati sljedeća funkcija graničnog stanja:

$$M(t) = a_f - a(t) \quad (5.6)$$

gdje je a_f veličina pukotine u trenutku loma (polovica debljine lima), $a(t)$ je veličina pukotine nakon perioda t i dobivena je integracijom Paris-Erdoganove jednadžbe, ako su poznati parametri jednadžbe i početna veličina pukotine a_0 . Parametri C i m mogu se odrediti dodatnim testovima zamora materijala i praćenja pukotina, ali se mogu kalibrirati koristeći rezultate krivulje vjerojatnosti iz S-N analize. Za zavarene detalje vrijednost parametra m je 3 dok se C kalibrira i to tako da vjerojatnost loma temeljena na mehanici loma slijedi vjerojatnost loma dobivenu S-N pristupom, pa se radi o stohastičkoj kalibraciji.

Na temelju mehanike loma i indikatora akumuliranog oštećenja, mogu se definirati i ove funkcije graničnog stanja, koje su prikladne za određivanje probablističkih krivulja.

$$M(t) = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\left(Y(a)\sqrt{\pi a}\right)^m} - C \left((\Delta\sigma_1)^m n_1 + (\Delta\sigma_2)^m n_2 + \dots + (\Delta\sigma_j)^m n_j \right) \quad (5.7)$$

$$M(t) = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} - CTf_0 q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \quad (5.8)$$

5.6 Kalibriranje parametara mehanike loma

Dvije su metode kalibriranja parametara C i a_0 korištenjem rezultata $S-N$ analize. U prvom pristupu zamorni vijek jednak je vremenu propagacije pukotine i pretpostavka je da rast pukotine počinje s prvim ciklusom opterećenja. Početna veličina pukotine fiktivna je i kalibrira se stohastičkim varijablama u funkciji graničnog stanja, tako da broj ciklusa odgovara $S-N$ rezultatima. Početne veličine ovako dobivenih fiktivnih pukotina često su toliko male da dovode u pitanje primjenu linearno elastične mehanike loma u analizi. Ipak, u nedostatku podataka za početnu veličinu pukotine i broja ciklusa inicijacije metoda ima svoju primjenu u praksi. Sama početna veličine pukotine također je stohastička varijabla s eksponencijalnom razdiobom uz medijan 0,03 [146]. Kod drugog pristupa smatra se da je ukupni zamorni vijek zbroj vremena (ili broja ciklusa) nastajanja pukotine i vremena (broja ciklusa) propagacije pukotine do loma. U ovom je pristupu potrebno poznavati odgovarajuću veličinu pukotine i vrijeme koje je proteklo za njezino formiranje. Vrijeme inicijacije uklapa se u ukupni zamorni vijek koji je određen $S-N$ pristupom, pri čemu su raspon naprezanja kod određenog broja ciklusa i parametar C stohastičke varijable.

5.6.1 Određivanje parametara C i a_0

Za određivanje parametra C definirana je funkcija graničnog stanja:

$$M(t) = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} - C(\Delta\sigma_i)^m N_i \quad (5.9)$$

gdje je vrijednost integrala indikator akumuliranog oštećenja na intervalu $[a_0, a_f]$, pri čemu je a_0 [mm] stohastička varijabla, parametar C čija se vrijednost kalibrira ima log-normalnu distribuciju uz početnu srednju vrijednost $8,35 \cdot 10^{-13}$ [mm/(MPamm^{0,5})³] i standardnu devijaciju 0,22, N_i broj ciklusa opterećenja kod određenog raspona naprezanja $\Delta\sigma_i$. $\Delta\sigma_i$ [MPa] je stohastička varijabla s normalnom razdiobom sa srednjim

vrijednostima dobivenim iz S-N analize kod određenog broja ciklusa i $CoV = 0,2$. Za vrijeme generiranja slučajnih vrijednosti parametra C , vrijednosti vjerojatnosti loma dobivenih funkcijom stanja (5.9) uspoređuju se s vrijednostima vjerojatnosti dobivenih S-N analizom, slika 5.1, dok se ne dobije zadano zadovoljavajuće odstupanje, krivulja rasta i prihvatljivi a_0 . U Prilogu D je Matlab rutina kojom je dobivena vrijednost C parametra, koja je za ovaj slučaj $6,74 \cdot 10^{-13} [\text{mm}/(\text{MPamm}^{0,5})^3]$. Prethodno je numeričkom integracijom određena vrijednost indikatora akumuliranog oštećenja $I = 0,37$, čija vrijednost ovisi o stohastičkoj varijabli a_0 i geometrijskoj funkciji $Y(a)$.

Početna dubina pukotine za $I = 0,37$ je 0,01 mm, što je fiktivna vrijednost. Slika 5.3 prikazuje kalibriranu krivulju vjerojatnosti za teoriju mehanike loma uz $a_0 = 0,01$ mm, dok slika 5.4 prikazuje krivulje rasta za različite vrijednosti parametara C , a_0 i I . Vrijednosti C i a_0 teorije mehanike loma daju približno jednaku akumulaciju oštećenja kao i pristup sa zadanom veličinom pukotine i S-N pristup.

5.6.2 Tranzicija jamice u pukotinu

Sa stajališta mehanike loma potrebno je utvrditi uvjete pod kojima će se iz korozivne jamice inicirati pukotina koja će propagirati i uzrokovati lom. Zbog sličnosti u obliku i geometriji jamica i malih pukotina (engl. *small cracks*) < 1 mm koje od njih mogu propagirati, trodimenzionalnu se jamicu može smatrati dvodimenzionalnom malom pukotinom kod koje se može analizirati prag širenja pukotine u ovisnosti o veličini pukotine. Kitagawa - Takahashi [147] dijagram definira na osnovu početne veličine pukotina kriterije za rast kratkih i dugih pukotina. Kod kratkih pukotina kriterij je zamorna čvrstoća, slika 5.2, što je zapravo raspon naprezanja ispod kojeg pukotine mogu nastati, ali ne i propagirati do loma, dok je kod dugih pukotina vodeća veličina prag širenja pukotine ΔK_{th} . Prijelaz između tih dvaju kriterija nastaje kod prijelazne dubine pukotine a_p . Ispitivanja su pokazala postojanje tranzicije, tj. pukotina (jamica) između tih dvaju kriterija, koju je El Haddad [148] definirao na temelju K-T dijagrama jednadžbama :

$$\Delta\sigma_{th} = \frac{1}{0,32\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\Delta K_{thl}}{\sqrt{a+a_p}}, \quad (5.10)$$

$$a_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{thl}}{\Delta \sigma_0 \cdot 0,32} \right)^2, \quad (5.11)$$

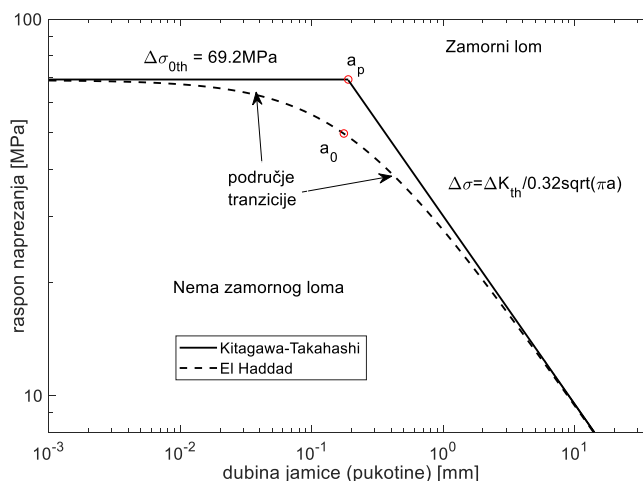
$$\Delta K_{thp} = \frac{\Delta K_{thl}}{\sqrt{1 + \frac{a_p}{a}}}, \quad (5.12)$$

gdje je $\Delta \sigma_{th}$ [MPa] prag raspona naprezanja preko kojeg će pukotina (jamica) dubine a [mm] propagirati, ΔK_{thl} [MPam^{0,5}] prag širenja dugih pukotina (> 1 mm) i jednak je ΔK_{th} iz Paris-Erdoganove jednadžbe, $\Delta \sigma_0$ [MPa] zamorna čvrstoća materijala, a_p [mm] prijelazna dubina pukotine i konstanta je za određeni materijal, ΔK_{thp} [MPam^{0,5}] prag širenja pukotine kod tranzicije jamice u pukotinu. Izrazi 5.10 i 5.11 vrijede za polueliptične pukotine.

Na temelju izmjerene tvrdoće u zoni utjecaja topline, 160 HV, može se dobiti zamorna čvrstoća ($\Delta \sigma_0$ [MPa]) prema empirijskom izrazu [149]:

$$\Delta \sigma_0 = \frac{1,43(HV + 120)}{(\sqrt{A})^{\frac{1}{6}}}, \quad (5.13)$$

gdje je A [μm^2] projicirana površina trodimenzionalne jamice na poprečnu ravninu presjeka jamice, HV tvrdoća izmjerena Vickersovom metodom. Izmjerene veličine promjera i dubine jamice u ZUT-u nakon 36 mjeseci izlaganja u morskoj vodi su 0,923 mm i 0,175 mm, pa je projicirana površina polueliptične jamice 0,127 mm², te je zamorna čvrstoća ZUT-a 150,4 MPa, ali na zraku. U korozivnim uvjetima u morskoj vodi zamorna se čvrstoća smanjuje, slika 2.9 i tablica 2.1. Srednja vrijednost omjera zamorne čvrstoće na zraku i u morskoj vodi, koju standardi propisuju je 0,46 [150], pa se za zamornu čvrstoću u morskoj vodi, dobiva 69,2 MPa. Prag širenja dugih pukotina kod zavarenih detalja u morskoj vodi je 0,538 MPam^{0,5} [87]. Iz jednadžbe (5.11) slijedi $a_p = 0,189$ mm, dok je iz jednadžbe (5.12) $\Delta K_{thp} = 0,373$ MPam^{0,5} za izmjerenu dubinu jamice $a_0 = 0,175$ mm, te iz (5.10) $\Delta \sigma_{th} = 49,7$ MPa. Slika 5.2 prikazuje K-T dijagram i El Haddad krivulju za primjer iz ovog rada.

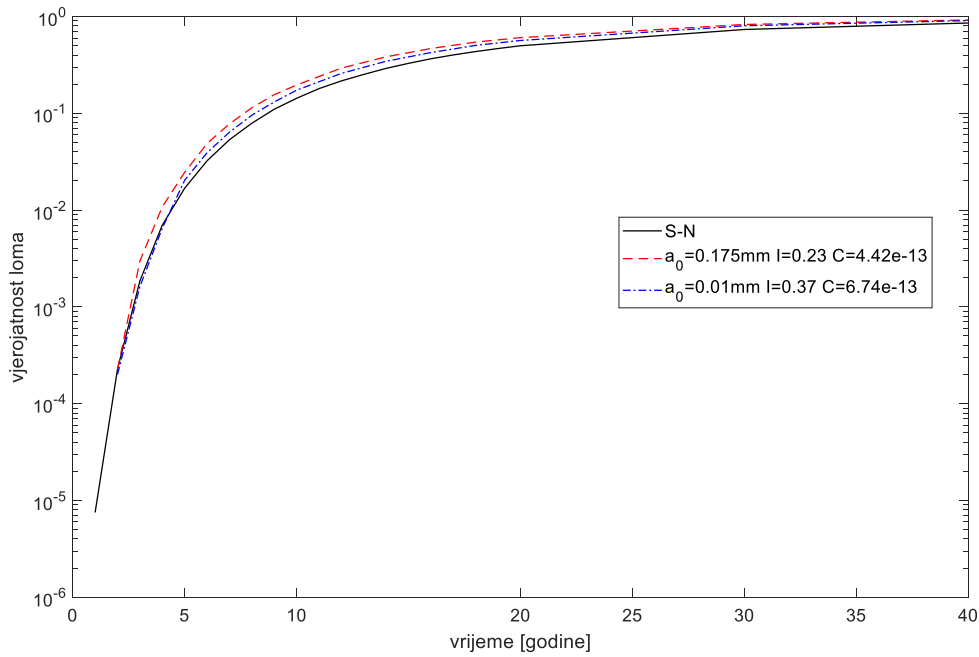


Slika 5.2 K-T diagram i El Haddad područje tranzicije kod $\Delta\sigma_{0th} = 69,2$ MPa

Na slici 5.2 jamica a_0 leži u području tranzicije, te se kod vrijednosti praga širenja pukotine veće od $0,373 \text{ MPam}^{0,5}$ stvara pukotina koja ovisno o daljnjim rasponima naprezanja može i ne mora propagirati. Kako pukotina raste, sve je manji raspon naprezanja potreban za rast pukotine. U morskom okruženju, pukotine u nezaštićenom (boja ili katodna zaštita) zavarenom detalju će kod manjih raspona naprezanja zbog oblika jamica i pukotina propagirati sporije, ali će kod srednjih i visokih raspona naprezanja rast pukotine biti brži nego kod zaštićenih zavarenih detalja ili kod onih na zraku. $S-N$ krivulje za nezaštićene zavarene detalje u morskoj vodi su linearne (u logaritamskom mjerilu), tj. nemaju promjenu nagiba kod velikog broja ciklusa, slika 2.1, što ukazuje da je prag širenja pukotine mali ili nestaje kod malih raspona naprezanja.

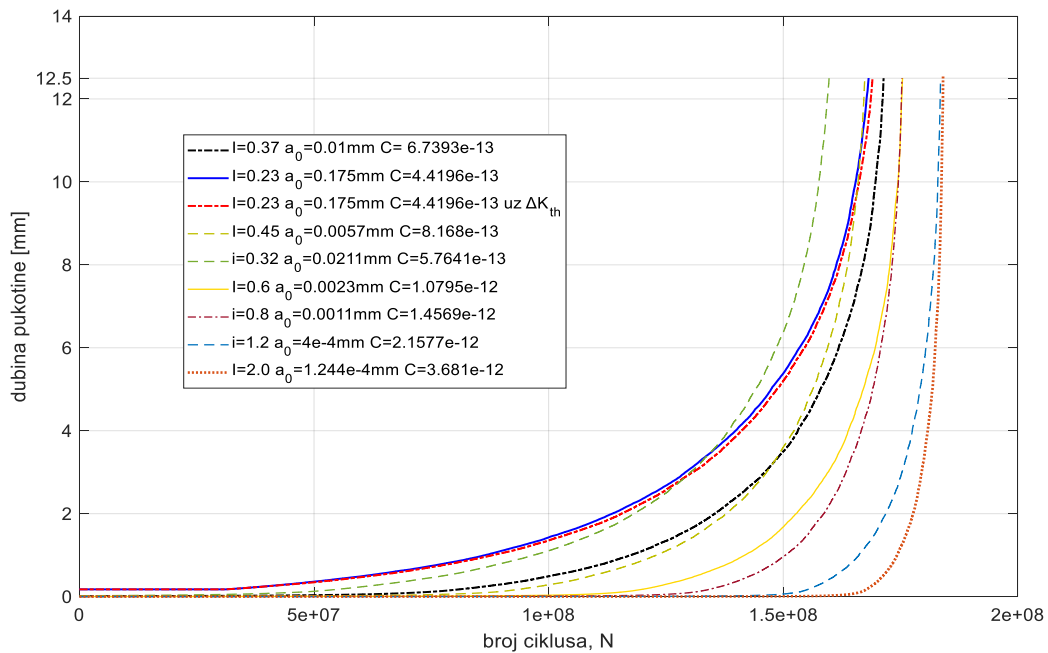
5.6.3 Određivanje parametra C uz poznatu početnu dubinu pukotine

Za određivanje parametra C koristi se funkcija stanja (5.9), ali ovaj put bez procjene početne dubine pukotine, koja je definirana, $a_0 = 0,175$ mm. Postupak je jednostavniji nego u poglavlju (5.6.1) jer je vrijednost integrala sada konstanta ($I = 0,23$) budući da je interval integrala konstantan. Od vrijednost integrala, tj. indikatora akumuliranog oštećenja, oduzima se umnožak slučajne varijable C , raspona naprezanja i broja ciklusa. Slučajni događaj "lom se dogodio" nastupa kada je ta razlika manja ili jednaka nuli. Ukupan broj događaja dijeli se brojem Monte Carlo pokusa, te se dobiva vjerojatnost koja se uspoređuje s vjerojatnostima dobivenima $S-N$ analizom. U Prilogu D je Matlab rutina kojom je dobivena vrijednost C parametra, koja je za ovaj slučaj $4,42 \cdot 10^{-13} \text{ [mm/(MPamm}^{0,5})^3]$. Rezultati kalibracije parametara C i a_0 za oba pristupa prikazani su na slici 5.3.



Slika 5.3 Krivulje vjerojatnosti za mehaniku loma dobivenih kalibracijom

Uvođenjem praga širenja pukotine ΔK_{th} , zamorni vijek trajanja nešto je veći, ali ta je promjena neznatna, što se vidi na slici 5.4 (krivulje $l = 0,23$), gdje su dane usporedne krivulje rasta pukotina i u skladu je s ponašanjem nezaštićenog čelika u morskoj vodi.



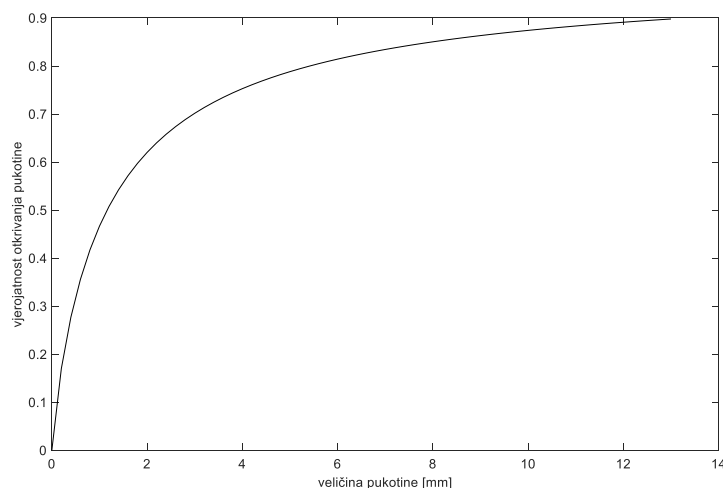
Slika 5.4 Krivulje rasta pukotine

5.7 Ažuriranje dijagrama vjerojatnosti nakon nerazarujućeg ispitivanja

Analizom krivulja rasta pukotine i vjerojatnosti loma, može se planirati nerazarujuće ispitivanje ili ažuriranje plana ispitivanja zavarene konstrukcije, uz određenu vrijednost zamornog loma. U poglavlju 2.4, prema izrazu (2.61) ciljana akumulirana vjerojatnost zamornog loma kod odobalnih objekata je 0,01. U ovom radu ažuriranje vjerojatnosti će se provesti kada nakon nerazarujućeg ispitivanja pukotina nije otkrivena, Prilog E, F.

Vjerojatnost otkrivanja pukotine (engl. *probability of detection, PoD*) tijekom inspekcije daje se funkcijama vjerojatnosti za određenu metodu ispitivanja i uvjete (u moru ili izvan mora). Prema [151] za metodu vrtložnih struja EC (engl. *eddy current*) i metodu mjerenja polja izmjenične struje ACFM (engl. *alternating current field measurement*) u podvodnim uvjetima, vjerojatnost otkrivanja pukotine, slika 5.5, dubine a definirana je izrazom:

$$PoD(a) = 1 - \frac{1}{1 + \left(\frac{a}{1,16}\right)^{0,9}} \quad (5.14)$$



Slika 5.5 Vjerojatnost otkrivanja pukotine

Vjerojatnost da će se lom dogoditi poslije vremenskog perioda t (ili broja ciklusa n), ako je prije toga izvršena inspekcija nakon perioda t_1 i kojom nisu otkrivene pukotine, može se opisati uvjetnom vjerojatnošću:

$$P(t) = P(M(t) \leq 0 \mid S(t_1) > 0) = \frac{P((M(t) \leq 0) \cap (S(t_1) > 0))}{P(S(t_1) > 0)}, \quad (5.15)$$

gdje je $M(t)$ funkcija graničnog stanja za lom, dok je $S(t)$ funkcija graničnog stanja kada inspekcija nije otkrila pukotinu.

Za N inspekcija koje nisu otkrile pukotinu, uvjetna vjerojatnost loma nakon vremena t je:

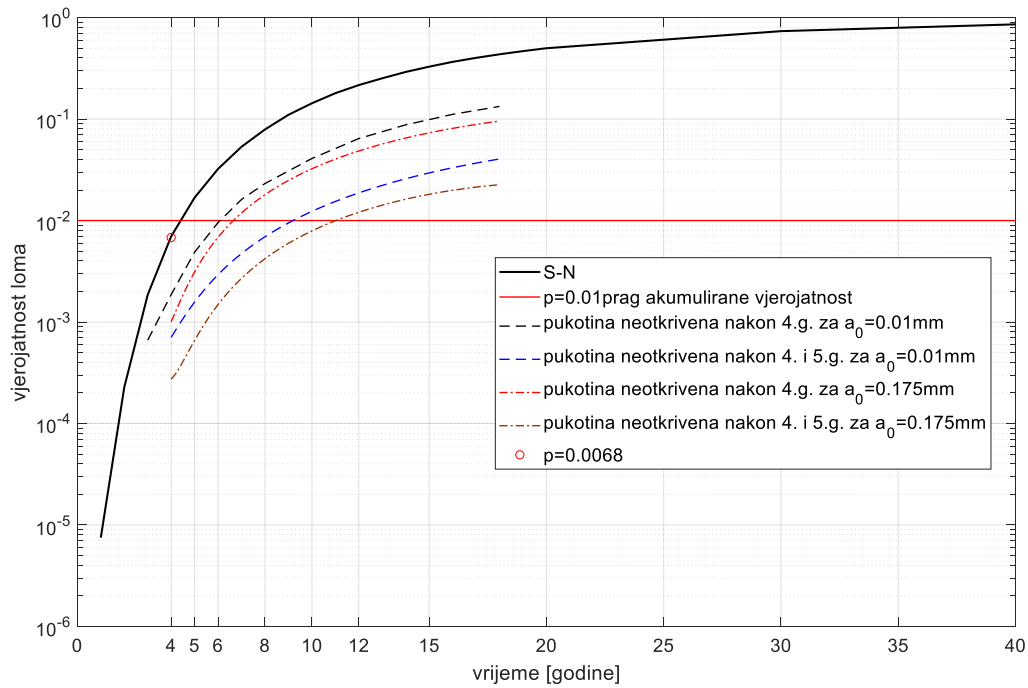
$$P(t) = P(M(t) \leq 0 \mid S(t_1) > 0 \cap S(t_2) > 0 \cap \dots \cap S(t_N) > 0). \quad (5.16)$$

Kada inspekcija nakon t_i vremena nije otkrila pukotinu veličine, $a(t_i)$, znači da je pukotina bila manja od najmanje veličine pukotine, a_{OI} , koja se inspekcijom može otkriti, tj. $a(t_i) < a_{OI}$. Veličina a_{OI} slučajna je varijabla čija je distribucija vjerojatnosti zadana empirijskom funkcijom kao što je (5.14). Ukoliko je provedeno više inspekcija, veličine a_{OI} su nezavisne. Funkcija graničnog stanja kada inspekcija nakon t_i vremena nije otkrila pukotinu može se definirati izrazom:

$$S(t_i) = \int_{a_0}^{a_{OI}} \frac{da}{(Y(a)\sqrt{\pi a})^m} - C(\Delta\sigma_i)^m N_i > 0 \quad (5.17)$$

Vjerojatnost loma nakon četvrte godine prema slici 5.6 je 0,0068, te će između četvrte i pete godine vjerojatnost prijeći zadani prag 0,01, stoga je inspekciju potrebno provesti nakon četvrte godine eksploatacije odobalnog objekta. Ažuriranjem $S-N$ krivulje vjerojatnosti pomoću vjerojatnosti teorije mehanike loma, dobivene su nove krivulje vjerojatnosti loma kada nije pronađena pukotina nakon četvrte godine, za slučajeve kada je $a_0 = 0,01$ mm i $a_0 = 0,175$ mm. U prvom slučaju na kraju pete godine vjerojatnost prelazi prag, pa je potrebno izvršiti inspekciju odmah nakon pete godine, čime je dobivena nova ažurirana krivulja vjerojatnosti loma kada pukotina nije pronađena nakon četvrte i pete godine eksploatacije. U drugom slučaju ($a_0 = 0,175$ mm) inspekcija se može provesti neposredno nakon šeste godine eksploatacije, dok ažurirana krivulja vjerojatnosti loma kada pukotina nije pronađena nakon četvrte i pete godine pokazuje da sljedeću inspekciju treba provesti nakon desete godine

eksploatacije, za razliku od prvog slučaja kada se sljedeća inspekcija provodi nakon osme godine eksploatacije, što je realniji i manje konzervativan rezultat.



Slika 5.6 Ažurirane krivulje vjerojatnosti nakon inspekcije

6. Zaključak

Jedna od posljedica sve veće svjetske potražnje prirodnog plina gradnja je novih odobalnih objekata za vađenje plina, a također i produživanje radnog vijeka postojećih. U sjevernom Jadranu postoji dvadesetak proizvodnih i kompresorskih odobalnih objekata, te se nameće pitanje pouzdanosti tih objekata kako u eksploatacijskom, tako i u ekološkom smislu s obzirom na to da je Jadran malo more.

Kako bi se što preciznije pokušalo odgovoriti na to složeno pitanje, koje među mnogim čimbenicima uključuje koroziju i procjenu zamornog loma kao jedne od najvažnijih, u ovom radu su na osnovu dugotrajnog izlaganja čelno zavarenih uzoraka brodograđevnog čelika AH36 korozivnom okolišu sjevernog Jadrana prikazani degradacija mehaničkih svojstava, stohastički model korozije, te vjerojatnosna procjena zamornog loma uz ažuriranje procjene nakon inspekcijskog pregleda. Rezultati mjerenja pokazuju da je jamičasta korozija najintenzivnija tijekom prvih šest mjeseci i to u zoni utjecaja topline, dok je najizraženija kod uzoraka iz zone plime i oseke, gdje je zabilježena i najveća degradacija vlačne čvrstoće i naprezanja tečenja. Izmjerene veličine jamica jamičaste korozije temelj su za numerički model jamičaste korozije i simulaciju statičkog vlačnog pokusa metodom konačnih elemenata. Numerička analiza obuhvaća promjene u osnovnom materijalu, zoni utjecaja topline i zoni taljenja. Korozivna površina 3D modela zavarenih uzoraka modelirana je Poissonovim procesom za distribuciju jamica po površini i Gaussovima procesom za rast jamica u dubinu. Simulirani i eksperimentalni vlačni pokus pokazuju lom u osnovnom materijalu kod svih uzoraka jer je kod osnovnog materijala najveći broj jamica. Primjenom SMCS kriterija za duktilni lom, simulacija statičkog vlačnog pokusa je pokazala da porastom trijaksialnosti (omjer glavnih naprezanja i ekvivalentnog naprezanja), koja ovisi o veličini jamica i njihovoj distribuciji, vrijednost kritične plastične deformacije pada, što dovodi do ranijeg duktilnog loma, odnosno do smanjivanja vrijednosti naprezanja tečenja i vlačne čvrstoće.

Primjenom eksperimentalnih i numeričkih rezultata, u drugom dijelu ovog rada, te korištenjem koncepta funkcije graničnog stanja i metode Monte Carlo izrađene su rutine za vjerojatnosnu procjenu zamornog loma na primjeru zavarenog detalja (T-spoj), koji se pojavljuje kod svih pomorskih konstrukcija. Kalibracija parametara mehanike loma C i a_0 izvršena je temeljem $S-N$ krivulja za F klasu nezaštićenog zavarenog detalja u morskoj vodi za slučajeve poznate i nepoznate početne veličine

pukotine. U prvom slučaju početna veličina pukotine definirana je dubinom jamice 0,175 mm nakon tri godine izlaganja zavarenog detalja u morskoj vodi, što je moguće pretpostaviti jer je pokazano da se takve jamice nalaze u El Haddadovoj zoni tranzicije Kitagawa-Takahashi dijagrama, u kojoj se jamice mogu razviti u pukotine. Uočeno je da se rast jamice u dubinu nakon prve godine značajno usporava, što ide u prilog prethodnoj pretpostavci. U drugom je slučaju početna veličina pukotine dobivena kalibracijom prema standardima 0,01 mm, što je teoretska vrijednost i upitna je primjena jednadžbi linearno elastične mehanike loma. Razlika u primjeni je naročito izražena kod ažuriranja krivulja vjerojatnosti loma nakon inspekcijskih pregleda nerazarajućim metodama.

Primjena rezultata i znanstveni doprinos rada mogu se sažeti ovim slijedom :

- eksperimentalni rezultati i rezultati numeričkog modela, koji se sastoji od površinskog modela korozije i simulacije statičkog vlačnog pokusa i obuhvaća svojstva svih područja zavarenog spoja, temeljenog na realnom dugotrajnom eksperimentu mogu se upotrijebiti za procjenu mehaničkih svojstava drugih vrsta brodograđevnih čelika (npr. EH, DH) i analizu pomorskih konstrukcija.
- računalni program može se primijeniti za probabilističku procjenu bilo koje konstrukcije uz poznate geometrijske funkcije pukotine i faktore koncentracije naprezanja, a moguće je ažuriranje vjerojatnosti nakon inspekcije nerazarajućim metodama, tj. planiranje inspekcija obzirom na zadanu vjerojatnost loma zavarenog detalja.

Popis literature

- [1] S. Ivosevic, R. Mestrovic, and N. Kovac, "Probabilistic estimates of corrosion rate of fuel tank structures of aging bulk carriers," *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, vol. 11, no. 1, pp. 165–177, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.ijnaoe.2018.03.003.
- [2] A. Zunkel, C. Tiebe, and J. Schlichka, "'Stolt Rotterdam' – The sinking of an acid freighter," *Engineering Failure Analysis*, vol. 43, pp. 221–231, Aug. 2014, doi: 10.1016/j.engfailanal.2014.03.002.
- [3] J. Kozak and W. Tarełko, "Case study of masts damage of the sail training vessel POGORIA," *Engineering Failure Analysis*, vol. 18, no. 3, pp. 819–827, Apr. 2011, doi: 10.1016/j.engfailanal.2010.11.016.
- [4] G. Vizentin, G. Vukelic, L. Murawski, N. Recho, and J. Orovic, "Marine Propulsion System Failures—A Review," *JMSE*, vol. 8, no. 9, p. 662, Aug. 2020, doi: 10.3390/jmse8090662.
- [5] D. B. Reiser and R. C. Alkire, "The measurement of shape change during early stages of corrosion pit growth," *Corrosion Science*, vol. 24, no. 7, pp. 579–589, Jan. 1984, doi: 10.1016/0010-938X(84)90076-3.
- [6] R. M. Pidaparti and R. R. Patel, "Correlation between corrosion pits and stresses in Al alloys," *Materials Letters*, vol. 62, no. 30, pp. 4497–4499, Dec. 2008, doi: 10.1016/j.matlet.2008.08.013.
- [7] A. Česen, T. Kosec, and A. Legat, "Characterization of steel corrosion in mortar by various electrochemical and physical techniques," *Corrosion Science*, vol. 75, pp. 47–57, Oct. 2013, doi: 10.1016/j.corsci.2013.05.015.
- [8] B. Holme and O. Lunder, "Characterisation of pitting corrosion by white light interferometry," *Corrosion Science*, vol. 49, no. 2, pp. 391–401, Feb. 2007, doi: 10.1016/j.corsci.2006.04.022.
- [9] S. Xu, H. Wang, A. Li, Y. Wang, and L. Su, "Effects of corrosion on surface characterization and mechanical properties of butt-welded joints," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 126, pp. 50–62, Nov. 2016, doi: 10.1016/j.jcsr.2016.07.001.
- [10] L. Feng, L. Hu, X. Chen, and H. Shi, "A parametric study on effects of pitting corrosion on stiffened panels' ultimate strength," *International Journal of Naval*

- Architecture and Ocean Engineering*, vol. 12, pp. 699–710, 2020, doi: 10.1016/j.ijnaoe.2020.08.001.
- [11] Y. Zhang, Y. Huang, and F. Meng, “Ultimate strength of hull structural stiffened plate with pitting corrosion damage under uniaxial compression,” *Marine Structures*, vol. 56, pp. 117–136, Nov. 2017, doi: 10.1016/j.marstruc.2017.07.006.
- [12] D. K. Kim, E. W. C. Wong, and N.-K. Cho, “An advanced technique to predict time-dependent corrosion damage of onshore, offshore, nearshore and ship structures: Part I = generalisation,” *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, vol. 12, pp. 657–666, 2020, doi: 10.1016/j.ijnaoe.2020.06.007.
- [13] D. K. Kim, H. L. Lim, and N.-K. Cho, “An advanced technique to predict time-dependent corrosion damage of onshore, offshore, nearshore and ship structures: Part II = Application to the ship’s ballast tank,” *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, vol. 12, pp. 645–656, 2020, doi: 10.1016/j.ijnaoe.2020.07.002.
- [14] S.-J. Park, B. C. Cerik, and J. Choung, “Comparative study on ductile fracture prediction of high-tensile strength marine structural steels,” *Ships and Offshore Structures*, vol. 15, no. sup1, pp. S208–S219, Dec. 2020, doi: 10.1080/17445302.2020.1743552.
- [15] H. Zhang, Y. Wang, T. Han, L. Bao, Q. Wu, and S. Gu, “Numerical and experimental investigation of the formation mechanism and the distribution of the welding residual stress induced by the hybrid laser arc welding of AH36 steel in a butt joint configuration,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 51, pp. 95–108, Mar. 2020, doi: 10.1016/j.jmapro.2020.01.008.
- [16] V. Crupi, E. Guglielmino, M. Maestro, and A. Marinò, “Fatigue analysis of butt welded AH36 steel joints: Thermographic Method and design S–N curve,” *Marine Structures*, vol. 22, no. 3, pp. 373–386, Jul. 2009, doi: 10.1016/j.marstruc.2009.03.001.
- [17] J. Cui, D. Wang, and N. Ma, “Case studies on the probabilistic characteristics of ultimate strength of stiffened panels with uniform and non-uniform localized corrosion subjected to uniaxial and biaxial thrust,” *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, vol. 11, no. 1, pp. 97–118, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.ijnaoe.2018.02.011.

- [18] T. Duan *et al.*, “Long-term field exposure corrosion behavior investigation of 316L stainless steel in the deep sea environment,” *Ocean Engineering*, vol. 189, p. 106405, Oct. 2019, doi: 10.1016/j.oceaneng.2019.106405.
- [19] H. P. Hong, “Application of the Stochastic Process to Pitting Corrosion,” *CORROSION*, vol. 55, no. 1, pp. 10–16, Jan. 1999, doi: 10.5006/1.3283958.
- [20] G. S. Frankel, “Pitting Corrosion of Metals: A Review of the Critical Factors,” *J. Electrochem. Soc.*, vol. 145, no. 6, pp. 2186–2198, Jun. 1998, doi: 10.1149/1.1838615.
- [21] B. Baroux, “The kinetics of pit generation on stainless steels,” *Corrosion Science*, vol. 28, no. 10, pp. 969–986, Jan. 1988, doi: 10.1016/0010-938X(88)90015-7.
- [22] R. P. V. Cruz, A. Nishikata, and T. Tsuru, “Pitting corrosion mechanism of stainless steels under wet-dry exposure in chloride-containing environments,” *Corrosion Science*, vol. 40, no. 1, pp. 125–139, Jan. 1998, doi: 10.1016/S0010-938X(97)00124-8.
- [23] A. Valor, F. Caleyó, L. Alfonso, D. Rivas, and J. M. Hallen, “Stochastic modeling of pitting corrosion: A new model for initiation and growth of multiple corrosion pits,” *Corrosion Science*, vol. 49, no. 2, pp. 559–579, Feb. 2007, doi: 10.1016/j.corsci.2006.05.049.
- [24]. Kosareviych R, Rusyn B, and Pokhmursky A, “Application of stochastic point processes for modelling of pitting,” *Metal Journal*, no. 5, 2016.
- [25] J. Velázquez, H. van der Weide, E. Hernandez-sÁNCHEZ, and H. Hernández, “Statistical Modelling of Pitting Corrosion: Extrapolation of the Maximum Pit Depth-Growth,” *International Journal of Electrochemical Science*, vol. 9, pp. 4129–4143, Aug. 2014.
- [26] K. R. Tarantseva, “Models and methods of forecasting pitting corrosion,” *Prot Met Phys Chem Surf*, vol. 46, no. 1, pp. 139–147, Jan. 2010, doi: 10.1134/S2070205110010211.
- [27] N. D. Budiansky, L. Organ, J. L. Hudson, and J. R. Scully, “Detection of Interactions among Localized Pitting Sites on Stainless Steel Using Spatial Statistics,” *J. Electrochem. Soc.*, vol. 152, no. 4, p. B152, 2005, doi: 10.1149/1.1869192.
- [28] C. Punckt *et al.*, “Sudden Onset of Pitting Corrosion on Stainless Steel as a Critical Phenomenon,” *Science*, vol. 305, no. 5687, pp. 1133–1136, Aug. 2004, doi: 10.1126/science.1101358.

- [29] J. López De La Cruz and M. A. Gutiérrez, "Spatial statistics of pitting corrosion patterning: Quadrat counts and the non-homogeneous Poisson process," *Corrosion Science*, vol. 50, no. 5, pp. 1441–1448, May 2008, doi: 10.1016/j.corsci.2008.01.003.
- [30] J. López De La Cruz, S. P. Kuniewski, J. M. Van Noortwijk, and M. A. Gutiérrez, "Spatial Nonhomogeneous Poisson Process in Corrosion Management," *J. Electrochem. Soc.*, vol. 155, no. 8, p. C396, 2008, doi: 10.1149/1.2926543.
- [31] L. Yang, Ed., *Techniques for corrosion monitoring*. Boca Raton: CRC Press, 2008.
- [32] R. H. Jones, Ed., *Stress-corrosion cracking, materials performance and evaluation*, Second edition. Materials Park, Ohio: ASM International, 2017.
- [33] R. Kane, Ed., *Environmentally Assisted Cracking: Predictive Methods for Risk Assessment and Evaluation of Materials, Equipment, and Structures*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 2000. doi: 10.1520/STP1401-EB.
- [34] S. A. Shipilov, Ed., *Environment-induced cracking of materials*. Amsterdam ; New York: Elsevier, 2008.
- [35] D. Gorupic, "Analiza tehnologije zavarivanja austenitnog čelika X2CrNiMo17-12-2." FSB Zagreb, 2021.
- [36] R. Baboian, J. Schully, and R. Gangloff, "Chapter 26—Environmental Cracking-Corrosion Fatigue," in *Corrosion Tests and Standards: Application and Interpretation—Second Edition*, R. Baboian, Ed. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 2005, pp. 302-302–20. doi: 10.1520/MNL11032M.
- [37] N. O. Larrosa, R. Akid, and R. A. Ainsworth, "Corrosion-fatigue: a review of damage tolerance models," *International Materials Reviews*, vol. 63, no. 5, pp. 283–308, Jul. 2018, doi: 10.1080/09506608.2017.1375644.
- [38] Y. Sharifi and R. Rahgozar, "Fatigue Notch Factor in Steel Bridges Due to Corrosion," *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, vol. 9, no. 4, pp. 75–83, Jan. 2009, doi: 10.1016/S1644-9665(12)60071-5.
- [39] G. S. Chen, K.-C. Wan, M. Gao, R. P. Wei, and T. H. Flournoy, "Transition from pitting to fatigue crack growth—modeling of corrosion fatigue crack nucleation in a 2024-T3 aluminum alloy," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 219, no. 1–2, pp. 126–132, Nov. 1996, doi: 10.1016/S0921-5093(96)10414-7.

- [40] Y. Wang and R. Akid, "Role of Nonmetallic Inclusions in Fatigue, Pitting, and Corrosion Fatigue," *CORROSION*, vol. 52, no. 2, pp. 92–102, Feb. 1996, doi: 10.5006/1.3292108.
- [41] K. J. Miller, "Materials science perspective of metal fatigue resistance," *Materials Science and Technology*, vol. 9, no. 6, pp. 453–462, Jun. 1993, doi: 10.1179/mst.1993.9.6.453.
- [42] R. Akid, I. M. Dmytrakh, and J. Gonzalez-Sanchez, "Fatigue damage accumulation: Aspects of environmental interaction," *Mater Sci*, vol. 42, no. 1, pp. 42–53, Jan. 2006, doi: 10.1007/s11003-006-0056-y.
- [43] A. Turnbull, "The environmentally small/short crack growth effect: current understanding," *Corrosion Reviews*, vol. 30, no. 1–2, pp. 1–17, Jan. 2012, doi: 10.1515/corrrev-2012-0003.
- [44] S.-H. Ahn, F. V. Lawrence, and M. M. Metzger, "CORROSION FATIGUE OF AN HSLA STEEL," *Fat Frac Eng Mat Struct*, vol. 15, no. 7, pp. 625–642, Jul. 1992, doi: 10.1111/j.1460-2695.1992.tb01302.x.
- [45] Q. Wang, "Effect of pitting corrosion on very high cycle fatigue behavior," *Scripta Materialia*, vol. 49, no. 7, pp. 711–716, Oct. 2003, doi: 10.1016/S1359-6462(03)00365-8.
- [46] D. A. Horner, B. J. Connolly, S. Zhou, L. Crocker, and A. Turnbull, "Novel images of the evolution of stress corrosion cracks from corrosion pits," *Corrosion Science*, vol. 53, no. 11, pp. 3466–3485, Nov. 2011, doi: 10.1016/j.corsci.2011.05.050.
- [47] A. Turnbull and S. Zhou, "Pit to crack transition in stress corrosion cracking of a steam turbine disc steel," *Corrosion Science*, vol. 46, no. 5, pp. 1239–1264, May 2004, doi: 10.1016/j.corsci.2003.09.017.
- [48] A. Turnbull, "Corrosion pitting and environmentally assisted small crack growth," *Proc. R. Soc. A.*, vol. 470, no. 2169, p. 20140254, Sep. 2014, doi: 10.1098/rspa.2014.0254.
- [49] Y. Y. Choi, S. H. Lee, J.-C. Park, D. J. Choi, and Y. S. Yoon, "The impact of corrosion on marine vapour recovery systems by VOC generated from ships," *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, vol. 11, no. 1, pp. 52–58, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.ijnaoe.2018.01.002.

- [50] A. Salarvanda, E. Poursaiedi, and A. Ayiypourb, "Probability Approach for Prediction of Pitting Corrosion Fatigue Life of Custom 450 Steel," *IJE*, vol. 31, no. 10, Oct. 2018, doi: 10.5829/ije.2018.31.10a.21.
- [51] Y. Zhang, K. Zheng, J. Heng, and J. Zhu, "Corrosion-Fatigue Evaluation of Uncoated Weathering Steel Bridges," *Applied Sciences*, vol. 9, no. 17, p. 3461, Aug. 2019, doi: 10.3390/app9173461.
- [52] J. A. Balbín, V. Chaves, and N. O. Larrosa, "Pit to crack transition and corrosion fatigue lifetime reduction estimations by means of a short crack microstructural model," *Corrosion Science*, vol. 180, p. 109171, Mar. 2021, doi: 10.1016/j.corsci.2020.109171.
- [53] S. Ishihara, S. Saka, Z. Y. Nan, T. Goshima, and S. Sunada, "Prediction of corrosion fatigue lives of aluminium alloy on the basis of corrosion pit growth law," *Fat Frac Eng Mat Struct*, vol. 29, no. 6, pp. 472–480, Jun. 2006, doi: 10.1111/j.1460-2695.2006.01018.x.
- [54] Y. Kondo, "Prediction of Fatigue Crack Initiation Life Based on Pit Growth," *CORROSION*, vol. 45, no. 1, pp. 7–11, Jan. 1989, doi: 10.5006/1.3577891.
- [55] D. G. Harlow and R. P. Wei, "Probability modeling and material microstructure applied to corrosion and fatigue of aluminum and steel alloys," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 76, no. 5, pp. 695–708, Mar. 2009, doi: 10.1016/j.engfracmech.2008.01.010.
- [56] D. Hoepfner, "Model for Prediction of Fatigue Lives Based Upon a Pitting Corrosion Fatigue Process," in *Fatigue Mechanisms*, J. Fong, Ed. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1979, pp. 841-841–30. doi: 10.1520/STP35917S.
- [57] T. C. Lindley, P. McIntyre, and P. J. Trant, "Fatigue-crack initiation at corrosion pits," *Metals Technology*, vol. 9, no. 1, pp. 135–142, Jan. 1982, doi: 10.1179/030716982803286403.
- [58] S. Kawai and K. Kasai, "CONSIDERATIONS OF ALLOWABLE STRESS OF CORROSION FATIGUE (FOCUSED ON THE INFLUENCE OF PITTING)," *Fat Frac Eng Mat Struct*, vol. 8, no. 2, pp. 115–127, Apr. 1985, doi: 10.1111/j.1460-2695.1985.tb01198.x.
- [59] S. I. Rokhlin, J.-Y. Kim, H. Nagy, and B. Zoofan, "Effect of pitting corrosion on fatigue crack initiation and fatigue life," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 62, no. 4–5, pp. 425–444, Mar. 1999, doi: 10.1016/S0013-7944(98)00101-5.

- [60] Y. Murakami and M. Endo, "Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength," *International Journal of Fatigue*, vol. 16, no. 3, pp. 163–182, Apr. 1994, doi: 10.1016/0142-1123(94)90001-9.
- [61] M. R. Sriraman and R. M. Pidaparti, "Life Prediction of Aircraft Aluminum Subjected to Pitting Corrosion Under Fatigue Conditions," *Journal of Aircraft*, vol. 46, no. 4, pp. 1253–1259, Jul. 2009, doi: 10.2514/1.40481.
- [62] S.-X. Li and R. Akid, "Corrosion fatigue life prediction of a steel shaft material in seawater," *Engineering Failure Analysis*, vol. 34, pp. 324–334, Dec. 2013, doi: 10.1016/j.engfailanal.2013.08.004.
- [63] I. Lotsberg, *Fatigue design of marine structures*. New York NY: Cambridge University Press, 2016.
- [64] Y. Dong and D. M. Frangopol, "Risk-informed life-cycle optimum inspection and maintenance of ship structures considering corrosion and fatigue," *Ocean Engineering*, vol. 101, pp. 161–171, Jun. 2015, doi: 10.1016/j.oceaneng.2015.04.020.
- [65] M. Soliman, D. M. Frangopol, and A. Mondoro, "A probabilistic approach for optimizing inspection, monitoring, and maintenance actions against fatigue of critical ship details," *Structural Safety*, vol. 60, pp. 91–101, May 2016, doi: 10.1016/j.strusafe.2015.12.004.
- [66] "DNVGL-OS-C101, 2019 Edition, July 2019 - Design of offshore steel structures, general - LRFD method."
- [67] G. Feng, D. Wang, Y. Garbatov, and C. Guedes Soares, "Reliability analysis based on a direct ship hull strength assessment," *J. Marine. Sci. Appl.*, vol. 14, no. 4, pp. 389–398, Dec. 2015, doi: 10.1007/s11804-015-1328-4.
- [68] L. Wang and A. Kolios, "A generic framework for reliability assessment of offshore wind turbine monopiles.," *Progress in the Analysis and Design of Marine Structures*, CRC Press/Balkema, PRT, pp. 931-938., doi: doi.org/10.1201/9781315157368-105.
- [69] I. Lotsberg, G. Sigurdsson, A. Fjeldstad, and T. Moan, "Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures," *Marine Structures*, vol. 46, pp. 167–192, Mar. 2016, doi: 10.1016/j.marstruc.2016.02.002.

- [70] B. Yeter, Y. Garbatov, and C. GuedesSoares, "Fatigue reliability of an offshore wind turbine supporting structure accounting for inspection and repair," in *Analysis and Design of Marine Structures V*, CRC Press.,
- [71] E. Ayalauraga and T. Moan, "Fatigue reliability-based assessment of welded joints applying consistent fracture mechanics formulations," *International Journal of Fatigue*, vol. 29, no. 3, pp. 444–456, Mar. 2007, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2006.05.010.
- [72] R. Sletten, K. Mjelde, S. Fjeld, and I. Lotsberg, "Optimization of criteria for design construction and inservice inspection of offshore structures based on resource allocation techniques." EUROPEC'82 European Petroleum Conference London 1982.
- [73] G.-A. Ruiz-Muñoz, "Fracture mechanics approach to optimize inspection planning of offshore welds for wind turbines," 2018, doi: 10.11581/DTU:00000031.
- [74] L. Ziegler and M. Muskulus, "Comparing a Fracture Mechanics Model to the SN-Curve Approach for Jacket-Supported Offshore Wind Turbines: Challenges and Opportunities for Lifetime Prediction," in *Volume 6: Ocean Space Utilization; Ocean Renewable Energy*, Busan, South Korea, Jun. 2016, p. V006T09A054. doi: 10.1115/OMAE2016-54915.
- [75] B. Yeter, Y. Garbatov, and C. Guedes Soares, "Probabilistic life-cycle assessment for offshore wind turbines," 2017, pp. 1229–1237.
- [76] B. Yeter, Y. Garbatov, and C. G. Soares, "System reliability of a jacket offshore wind turbine subjected to fatigue," in *Progress in the Analysis and Design of Marine Structures*, 1st ed., C. G. Soares and Y. Garbatov, Eds. CRC Press, 2017, pp. 939–950. doi: 10.1201/9781315157368-122.
- [77] A. Campanile, V. Piscopo, and A. Scamardella, "Time-variant bulk carrier reliability analysis in pure bending intact and damage conditions," *Marine Structures*, vol. 46, pp. 193–228, Mar. 2016, doi: 10.1016/j.marstruc.2016.02.003.
- [78] H. Mahmoud and G. Riveros, "Fatigue reliability of a single stiffened ship hull panel," *Engineering Structures*, vol. 66, pp. 89–99, May 2014, doi: 10.1016/j.engstruct.2014.02.007.

- [79] H. O. Madsen, "Model updating in first-order reliability theory with application to fatigue crack growth.," in *Proc. of 2nd Int. Workshop on Stochastic Methods in Structural Mechanics. France: University of Paris, University of Paris, 1985.*
- [80] H. O. Madsen, R. Skjong, and F. Kirkemo, "Probabilistic fatigue analysis of offshore structures -reliability updating through inspection results." International Symposium on Integrity of Offshore Structures (IOS '87, 1994.
- [81] J. Luque and D. Straub, "Reliability analysis and updating of deteriorating systems with dynamic Bayesian networks," *Structural Safety*, vol. 62, pp. 34–46, Sep. 2016, doi: 10.1016/j.strusafe.2016.03.004.
- [82] R. Schneider, S. Thöns, and D. Straub, "Reliability analysis and updating of deteriorating systems with subset simulation," *Structural Safety*, vol. 64, pp. 20–36, Jan. 2017, doi: 10.1016/j.strusafe.2016.09.002.
- [83] G. Jiao and T. Moan, "Methods of reliability model updating through additional events," *Structural Safety*, vol. 9, no. 2, pp. 139–153, Dec. 1990, doi: 10.1016/0167-4730(90)90005-A.
- [84] Z. Zhao, A. Haldar, and F. L. Breen, "Fatigue-Reliability Updating through Inspections of Steel Bridges," *J. Struct. Eng.*, vol. 120, no. 5, pp. 1624–1642, May 1994, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1994)120:5(1624).
- [85] M. M. Pedersen, "Introduction to Metal Fatigue: Concepts and Engineering Approaches," *Technical Report Mechanical Engineering*, vol. 5, no. 11, p. 91, Nov. 2018.
- [86] *DNVGL-RP-C203, 2019 Edition, September 2019 - Fatigue design of offshore steel structures.*
- [87] British Standards Institution, Ed., *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures: British standard BS 7910:2019*, Fourth edition. London: BSI, British Standards Institution, 2019.
- [88] J. Schijve, *Fatigue of structures and materials*, 2. ed. [Nachdr.]. Dordrecht: Springer, 2010.
- [89] W. Zhao and W.-T. Hsu, "Re-Evaluation of Fatigue Thickness Effect Based on Fatigue Test Database," *JMSE*, vol. 8, no. 11, p. 895, Nov. 2020, doi: 10.3390/jmse8110895.
- [90] S. Berge, "On the effect of plate thickness in fatigue of welds," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 21, no. 2, pp. 423–435, Jan. 1985, doi: 10.1016/0013-7944(85)90030-X.

- [91] E. Haibach, *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*, 3., korr. Und erg. Aufl. Berlin Heidelberg: Springer, 2006.
- [92] *Guide to fatigue design and assessment of steel products BS 7608:2014+A1:2015*. 2015.
- [93] S. A. McKelvey, Y.-L. Lee, and M. E. Barkey, "Stress-Based Uniaxial Fatigue Analysis Using Methods Described in FKM-Guideline," *J Fail. Anal. and Preven.*, vol. 12, no. 5, pp. 445–484, Oct. 2012, doi: 10.1007/s11668-012-9599-4.
- [94] S. Maddox, "Hot-Spot Stress Design Curves For Fatigue Assessment of Welded Structures," *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, vol. 12, Jun. 2002.
- [95] R. Olivier, Koettgen, and Seeger, "Schweißverbindung II (Schwingfestigkeitsnachweise)." VDMA, 1994.
- [96] S. Suresh, *Fatigue of Materials*, 2nd ed. Cambridge University Press, 1998. doi: 10.1017/CBO9780511806575.
- [97] T. Lassen and N. Recho, *Fatigue life analyses of welded structures*. London ; Newport Beach, CA: ISTE, 2006.
- [98] C. G. Soares and T. Moan, "Model uncertainty in the long-term distribution of wave-induced bending moments for fatigue design of ship structures," *Marine Structures*, vol. 4, no. 4, pp. 295–315, Jan. 1991, doi: 10.1016/0951-8339(91)90008-Y.
- [99] A. F. Hobbacher, *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*, 2nd ed. 2016. Cham: Springer International Publishing : Imprint: Springer, 2016. doi: 10.1007/978-3-319-23757-2.
- [100] M. Pedersen, O. Mouritsen, M. Hansen, and J. Andersen, "Experience with the Notch Stress Approach for Fatigue Assessment of Welded Joints," in *Proceedings of Swedish Conference on Lightweight Optimised Welded Structures*, LOST Kungliga Tekniska Högskolan. TRITA-AVE 2010:23, 2010.
- [101] D. Radaj, C. M. Sonsino, W. Fricke, and C. M. Sonsino, *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*, 2. ed. Cambridge: Woodhead Publ. [u.a.], 2006.
- [102] H. Neuber, *Kerbspannungslehre*. Springer, 1958.
- [103] W. Fricke, *IIW recommendations for the fatigue assessment of welded structures by notch stress analysis*. Oxford: WP, Woodhead Publ, 2012.

- [104] C. Sonsino, “fatigue assessment of welded joints in AlMg 4.5Mn aluminium alloy (AA 5083) by local approaches,” *International Journal of Fatigue*, vol. 21, no. 9, pp. 985–999, Oct. 1999, doi: 10.1016/S0142-1123(99)00049-3.
- [105] T. L. Anderson, *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, 3rd ed. CRC Press, 2017. doi: 10.1201/9781315370293.
- [106] H. M. Westergaard, “Bearing Pressures and Cracks: Bearing Pressures Through a Slightly Waved Surface or Through a Nearly Flat Part of a Cylinder, and Related Problems of Cracks,” *Journal of Applied Mechanics*, vol. 6, no. 2, pp. A49–A53, Jun. 1939, doi: 10.1115/1.4008919.
- [107] J. C. Jr and I. Raju, “Stress intensity factor equations for cracks in three-Dimensional finite bodies,” *ASTM Special Technical Publication*, vol. 791, pp. 238–265, Jan. 1983.
- [108] R. G. Forman, V. E. Kearney, and R. M. Engle, “Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures,” *Journal of Basic Engineering*, vol. 89, no. 3, pp. 459–463, Sep. 1967, doi: 10.1115/1.3609637.
- [109] Ž. Božić, S. Schmauder, and H. Wolf, “The effect of residual stresses on fatigue crack propagation in welded stiffened panels,” *Engineering Failure Analysis*, vol. 84, pp. 346–357, Feb. 2018, doi: 10.1016/j.engfailanal.2017.09.001.
- [110] A. M. Al-Mukhtar, H. Biermann, P. Hübner, and S. Henkel, “Determination of Some Parameters for Fatigue Life in Welded Joints Using Fracture Mechanics Method,” *J. of Materi Eng and Perform*, vol. 19, no. 9, pp. 1225–1234, Dec. 2010, doi: 10.1007/s11665-010-9621-5.
- [111] H. O. Madsen, S. Krenk, and N. C. Lind, *Methods of structural safety*, Dover ed. Mineola, NY: Dover Publications, 2006.
- [112] T. Lassen, “Experimental Investigation and Stochastic Modelling of the Fatigue Behaviour of Welded Steel Joints.” Aalborg : Dept. of Building Technology and Structural Engineering, Aalborg University, 1997.
- [113] O. Ditlevsen and H. O. Madsen, *Structural reliability methods*. Chichester ; New York: Wiley, 1996.
- [114] R. E. Melchers and A. T. Beck, *Structural reliability analysis and prediction*, Third edition. Hoboken, NJ: Wiley, 2018.
- [115] C. Cornell, “A Probability-Based Structural Code*,” *JP*, vol. 66, no. 12, 1969, doi: 10.14359/7446.

- [116] H. AM and N. Lind, "An Exact and Invariant First Order Reliability Format," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 100, Jan. 1974.
- [117] J. L. Devore, *Probability and statistics for engineering and the sciences*, Ninth edition. Boston, MA: Cengage Learning, 2016.
- [118] "Guidelines for Fatigue Assessment of Ships and Offshore Units Rule Note NI 611DT R01E." Bureau Veritas, November 2020.
- [119] "Procedure for the Use of Enhanced NDE for Container Ships." Lloyd's Register, Dec. 2020.
- [120] "Guide for fatigue assessment of offshore structures ABS." American Bureau of Shipping, Jun. 2020.
- [121] I. Gledić, "Propagacija oštećenja brodske konstrukcije izazvanoga sudarom ili nasukavanjem, doktorska disertacija." FSB Zagreb, 2021.
- [122] "NORSOK N-004:2021 Design of steel structures , standard." Norsok, 2021.
- [123] "Risk-Based Structural Integrity Management of Offshore Jacket Structures NI 624 DT R00 E Guidance Note Bureau Veritas." Bureau Veritas, Apr. 2017.
- [124] "Structural Integrity Management of Fixed Offshore Structures API RP 2SIM." American Petroleum Institute, 2020.
- [125] "Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures Recommended practice C210." DNVGL, Sep. 2019.
- [126] C. F. Dueren, "Prediction of the hardness in the HAZ of HSLA steels by means of the C-equivalent'." Select Conference on Hardenability of Steels, Derby, UK, 1990.
- [127] Institut za oceanografiju i ribarstvo, Split, "POČETNA PROCJENA STANJA I OPTEREĆENJA MORSKOG OKOLIŠA HRVATSKOG DIJELA JADRANA." MINISTARSTVO ZAŠTITE OKOLIŠA I PRIRODE RH, 2012.
- [128] B. G. N. Muthanna *et al.*, "Inspection of internal erosion-corrosion of elbow pipe in the desalination station," *Engineering Failure Analysis*, vol. 102, pp. 293–302, Aug. 2019, doi: 10.1016/j.engfailanal.2019.04.062.
- [129] U. Zerbst, M. Madia, C. Klinger, D. Bettge, and Y. Murakami, "Defects as a root cause of fatigue failure of metallic components. III: Cavities, dents, corrosion pits, scratches," *Engineering Failure Analysis*. pp. 759–776, 2019. doi: 10.1016/j.engfailanal.2019.01.034.

- [130] J. K. Paik, J. M. Lee, and M. J. Ko, "Ultimate shear strength of plate elements with pit corrosion wastage," *Thin-Walled Structures*, vol. 42, no. 8, pp. 1161–1176, Aug. 2004, doi: 10.1016/j.tws.2004.03.024.
- [131] J. W. Hancock and A. C. Mackenzie, "On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 24, no. 2–3, pp. 147–160, Jun. 1976, doi: 10.1016/0022-5096(76)90024-7.
- [132] W.-M. Chi, A. M. Kanvinde, and G. G. Deierlein, "Prediction of Ductile Fracture in Steel Connections Using SMCS Criterion," *J. Struct. Eng.*, vol. 132, no. 2, pp. 171–181, Feb. 2006, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2006)132:2(171).
- [133] A. Ikram, A. Raza, and H. Chung, "Investigation of Single Pass Welding of Thick AH36 Steel Plates in a Square Groove Butt Joint Configuration During AC-GMAW," *Journal of Welding and Joining*, vol. 38, no. 3, pp. 254–262, Jun. 2020, doi: 10.5781/JWJ.2020.38.3.4.
- [134] Y. Bao and T. Wierzbicki, "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 46, no. 1, pp. 81–98, Jan. 2004, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2004.02.006.
- [135] Y.-W. Lee and T. Wierzbicki, "Fracture prediction of thin plates under localized impulsive loading. Part II: discing and petalling," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 31, no. 10, pp. 1277–1308, Nov. 2005, doi: 10.1016/j.ijimpeng.2004.07.011.
- [136] A. M. Kanvinde and G. G. Deierlein, "The Void Growth Model and the Stress Modified Critical Strain Model to Predict Ductile Fracture in Structural Steels," *J. Struct. Eng.*, vol. 132, no. 12, pp. 1907–1918, Dec. 2006, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2006)132:12(1907).
- [137] Bayley C. and Sterjovski Z., "Metallurgical Factors Affecting the Dynamic Fracture of Naval Shipbuilding Steels," *Defence Research and Development Canada, Scientific Report*, Sep. 2019.
- [138] B. C. Cerik and J. Choung, "Ductile Fracture Behavior of Mild and High-Tensile Strength Shipbuilding Steels," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 20, p. 7034, Oct. 2020, doi: 10.3390/app10207034.
- [139] Akselsen O.M., Rorvik G., Onsoien M.I., and Grong O., "Assessment and Predictions of HAZ Tensile Properties of High-Strength Steels," *Welding Research Supplement*, Sep. 1989.

- [140] E. J. Pavlina and C. J. Van Tyne, "Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels," *J. of Materi Eng and Perform*, vol. 17, no. 6, pp. 888–893, Dec. 2008, doi: 10.1007/s11665-008-9225-5.
- [141] X.-K. Zhu and B. N. Leis, "Influence of Yield-to-Tensile Strength Ratio on Failure Assessment of Corroded Pipelines," *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 127, no. 4, pp. 436–442, Nov. 2005, doi: 10.1115/1.2042481.
- [142] M.-M. Ran, F.-F. Sun, G.-Q. Li, A. Kanvinde, Y.-B. Wang, and R. Y. Xiao, "Experimental study on the behavior of mismatched butt welded joints of high strength steel," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 153, pp. 196–208, Feb. 2019, doi: 10.1016/j.jcsr.2018.10.003.
- [143] P. H. Wirsching, "Fatigue Reliability for Offshore Structures," *J. Struct. Eng.*, vol. 110, no. 10, pp. 2340–2356, Oct. 1984, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1984)110:10(2340).
- [144] M. Katalinić and J. Parunov, "Comprehensive Wind and Wave Statistics and Extreme Values for Design and Analysis of Marine Structures in the Adriatic Sea," *JMSE*, vol. 9, no. 5, p. 522, May 2021, doi: 10.3390/jmse9050522.
- [145] "Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design API Recommended Practice 2A-WSD." American Petroleum Institute, 2014.
- [146] I. Lotsberg and G. Sigurdsson, "A New Recommended Practice for Inspection Planning of Fatigue Cracks in Offshore Structures Based on Probabilistic Methods," in *Volume 5: Materials Technology; Petroleum Technology*, San Francisco, California, USA, Jun. 2014, p. V005T03A005. doi: 10.1115/OMAE2014-23188.
- [147] H. Kitagawa and S. Takahashi, "Applicability of Fracture Mechanics to Very Small Cracks or the Cracks in the Early Stage," *Proceedings of 2nd ICM, Cleveland, 1976*, 1976.
- [148] M. H. El Haddad, T. H. Topper, and K. N. Smith, "Prediction of non propagating cracks," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 11, no. 3, pp. 573–584, Jan. 1979, doi: 10.1016/0013-7944(79)90081-X.
- [149] Y. Murakami, *Metal fatigue: effects of small defects and nonmetallic inclusions*, Reprint. Amsterdam: Elsevier, 2005.

- [150] N. D. Adasooriya, D. Pavlou, and T. Hemmingsen, "Fatigue strength degradation of corroded structural details: A formula for $S-N$ curve," *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, vol. 43, no. 4, pp. 721–733, Apr. 2020, doi: 10.1111/ffe.13156.
- [151] "NORSOK N-006:2015 Assessment of structural integrity for existing offshore load-bearing structures , standard." Norsok, 2015.

Popis kratica

ABS	engl. <i>American Bureau of Shipping</i>
ACFM	nerazarajuća metoda inspekcije mjerenjem polja izmjenične struje
AISI	američki institut za željezo i čelik
ALS	neočekivana granična stanja
ASTM	američko društvo za testiranje materijala
BS	britanski standard
BV	franc. <i>Bureau Veritas</i>
DFF	projektni faktor zamora
DNVGL	Det Norske Veritas Germanischer Lloyd (od 2013. do 2021. godine)
EC	nerazarajuća metoda inspekcije vrložnim strujama
EPFM	elasto-plastična mehanika loma
<i>Eurocode 3</i>	standard za projektiranje čeličnih konstrukcija
FAD	dijagram procjene loma
FAT	raspon naprezanja kod 2×10^6 ciklusa u MPa
FLS	zamorno granično stanje
FORM	engl. <i>First Order Reliability Method</i>
HV	vrijednost tvrdoće po Vickersovoj metodi mjerenja
IIW	engl. <i>International Institute of welding</i>
KE	konačni elementi
LEFM	linearno elastična mehanika loma
Lloyd	engl. <i>Lloyd's Register</i>
MIG	zavarivanje u struji inertnog plina
MAG	zavarivanje u struji aktivnog plina
PoD	vjerojatnost otkrivanja pukotine
REL	ručno elektrolučno zavarivanje
SCC	napetosna korozija
SLS	granično stanje upotrebljivosti
SMCS	engl. <i>Stress Modified Critical Strain</i>
SORM	engl. <i>Second Order Reliability Methods</i>
SSY	engl. <i>Small Scale Yielding</i>
ULS	konačno granično stanje
VBA	engl. <i>Visual Basic for Applications</i>

Popis oznaka i simbola

a	dubina korozivne jamice/ pukotine, odsječak na $\log N$ osi sa S-N krivuljom za 50%-tnu vjerojatnost loma, mala poluos elipse,
a_f	konačna dubina pukotine kod koje nastaje lom ili neupotrebljivost zavarene konstrukcije
a_p	dubina korozivne jamice, prijelazna dubina pukotine
\bar{a}	odsječak na $\log N$ osi sa S-N krivuljom uz vjerojatnost loma 2.5%(ili 5%)
a_0	početna dubina pukotine
a_{0l}	najmanja veličine pukotine koja se inspekcijom može otkriti
$area$	površina projekcije korozivne jamice
c	velika poluos poluelipse, radius jamice
C	konstanta ovisna o materijalu i okolišu
CE_q	ekvivalentni sadržaj ugljika
CoV	koeficijent varijacije stohastičke varijable
CVN	udarna radnja žilavog loma
d	dužina korozivne jamice
D	akumulacija oštećenja
F	Faradeyeva konstanta
F_{Xi}	kumulativna funkcija gustoće razdiobe
f	frekvencija opterećenja
f_c	faktor zatvaranja pukotine
f_0	prosječna frekvencija prolaska nule za dugoročni odziv
$f_X(x)$	funkcija gustoće vjerojatnosti
$g(X)$	funkcija graničnog stanja
h	debljina uzorka lima, dubina korozivne jamice, parametar oblika Weibullove razdiobe
h_{max}	maksimalna dubina korozivne jamice
I	indikator akumuliranog oštećenja
J_e	vrijednost J integrala elastične analize
k	eksponent debljine lima
k_t	koeficijent koncentracije naprezanja
K	faktor intenzivnosti naprezanja, parametar eksponencijalnog modela očvršćivanja

K_I	faktor intenzivnosti naprezanja za odcjepni način širenja pukotine
K_{IC}	kritična vrijednost faktora intenzivnosti naprezanja za statičko opterećenje
K_r	omjer faktora intenzivnosti naprezanja i lomne žilavosti materijala
ΔK_a	dozvoljeni raspon faktor intenziteta
ΔK_{tr}	raspon faktora intenzivnosti naprezanja za tranziciju
$\Delta K_{th}, \Delta K_{thl}$	prag širenja pukotine
ΔK_{thp}	prag širenja pukotine kod tranzicije jamice u pukotinu
ΔK_1	rasponi faktora naprezanja za male pukotine
ΔK_2	rasponi faktora naprezanja za duge pukotine
$\Delta K_{p \rightarrow c}$	kritični raspon faktora naprezanja kod tranzicije
L_r	omjer narinutog naprezanja i naprezanja tečenja
m	nagib krivulje
M	molna masa legure
M_{km}	gradijent naprezanja za membransko naprezanje
M_{kb}	gradijent naprezanja za naprezanje savijanja
$M(t)$	sigurnosna margina
n	broj ciklusa opterećenja, parametar eksponencijalnog modela očvršćivanja, valencija atoma
n_i	broj ciklusa opterećenja za određeni raspon naprezanja
n_0	ukupan broj ciklusa opterećenja
N	broj ciklusa opterećenja
N_f	broj ciklusa do loma
N_P	broj ciklusa do loma ili neupotrebljivosti zavarene konstrukcije
P_f	vjerojatnost loma
\hat{p}_f	procijenjena vjerojatnost loma
p_{af}	godišnja vjerojatnost kolapsa zbog zamornog loma
p_{amax}	maksimalna godišnja vjerojatnost kolapsa konstrukcije
p_{sys}	godišnja vjerojatnost kolapsa uz zamorni lom zavarenog spoja
q	parametar mjerila Weibullove
Q	funkcija oblika pukotine, geometrijski faktor
r	polarna koordinata, radijus
R	omjer minimalnog i maksimalnog naprezanja

R_m	maksimalna vlačna čvrstoća materijala
s	standardna devijacija
s_a	standardna greška
S	raspon naprezanja
SD	standardna devijacija
$S(t)$	funkcija graničnog stanja kada inspekcija nije otkrila pukotinu
t	vrijeme
t_{ref}	referentna debljina lima 25mm
T	zadani vijek trajanja konstrukcije, trijaksialnost
T_{av}	prosječna trijaksialnost
U_i	standardizirana slučajna varijabla
X_i	slučajna varijable
$Y(a)$	bezdimenzijska geomterijska funkcija
$Y_m(a)$	geometrijska funkcija za membransko naprezanje
$Y_b(a)$	geometrijska funkcija za naprezanje savijanja
$Z_{\alpha/2}$	kvantil standardne normalne distribucije
α	omjer membranskog i ukupnog naprezanja, interval pouzdanosti, parametar žilavosti materijala
β	indeks pouzdanosti, omjer dubine i promjera korozivne jamice
Γ	gama funkcija
Δ	stohastička varijabla koja opisuje nesigurnost Palmgren-Minerove akumulacije oštećenja
$\bar{\varepsilon}_p$	ekvivalentna plastična deformacija
ε_p	stvarna plastična deformacija
θ	polarna koordinata
$\bar{\mu}$	aritmetička sredina uzorka
μ_M	matematičko očekivanje
ρ	gustoća
τ_{xy}	smično naprezanje u ravnini yx
σ	naprezanje
σ_a	amplituda naprezanja
σ_{hs}	žarišno naprezanje
σ_m	srednje naprezanje

σ_M	standardna devijacija
σ_{tot}	ukupno naprezanje
σ_U, σ_{UTS}	maksimalna vlačna čvrstoća
σ_Y, σ_{YS}	naprezanje tečenja
σ_x	normalno naprezanje u smjeru osi x
σ_y	normalno naprezanje u smjeru osi y
$\bar{\sigma}_P$	ekvivalentno plastično naprezanje
σ_P	stvarno plastično naprezanje
$\sigma_{\bar{Y}}$	standardna greška očekivanja kod uzorka nepoznate distribucije
σ^2	varijanca stohastičke razdiobe
$\Delta\sigma$	raspon naprezanja
$\Delta\sigma_0$	maksimalni raspon naprezanja kod n_0 ciklusa naprezanja
φ	faktor oblika korozivne jamice
Φ	kumulativna funkcija standardne normalne razdiobe

Popis slika

Slika 1.1 Korozijski zamor, [37]	9
Slika 2.1 Dinamičko opterećenje s konstantnim rasponom naprezanja $\Delta\sigma$, [85]	18
Slika 2.2 S-N krivulje u logaritamskom mjerilu, [85]	19
Slika 2.3 Utjecaj debljine lima na naprezanje, [90]	20
Slika 2.4 Korekcija S-N krivulje, [93]	21
Slika 2.5 a) S-N krivulje za zrak, b) FAT klase konstrukcijskih detalja, izvor [91]	21
Slika 2.6 S-N krivulje DNVGL za čelik $\sigma_Y < 960$ MPa na zraku, [86]	22
Slika 2.7 Dio konstrukcijskih detalja, [86]	22
Slika 2.8 S-N krivulja za čelik u moru s katodnom zaštitom $\sigma_Y < 550$ MPa, [86]	23
Slika 2.9 S-N krivulja za čelik na zraku i u moru s katodnom zaštitom i bez katodne zaštite, [86]	24
Slika 2.10 Utjecaj srednjeg naprezanja na dinamičku čvrstoću, [96]	24
Slika 2.11 Ekvivalentni raspon naprezanja prema različitim autorima, [96]	25
Slika 2.12 Raspodjela zaostalih naprezanja, [97]	26
Slika 2.13 Postupak izračuna žarišnog naprezanja, [85]	30
Slika 2.14 Žarišne točke, [99]	30
Slika 2.15 Tri pristupa izračuna zamornog vijeka za zavarene spojeve: nazivno, žarišno, zarezno, [85]	31
Slika 2.16 a) KE model zavarenog spoja, b) ekstrapolacija površinskog naprezanja, [85]	31
Slika 2.17 Postupak izračuna žarišnog naprezanja, [100]	32
Slika 2.18 Fiktivni i originalni polumjer, [104]	33
Slika 2.19 Tri načina širenja pukotine	34
Slika 2.20 Raspodjela naprezanja oko vrha pukotine, [105]	34
Slika 2.21 Pukotina u podnožju kutnog vara, [97]	36
Slika 2.22 Brzina rasta pukotine u ovisnosti o ΔK , [88]	37
Slika 2.23 Usporedba brzina rasta pukotine na zraku i korozivnom okolišu, [31]	39
Slika 2.24: Ovisnost raspona naprezanja konstrukcijskih detalja o parametru oblika Weibullove razdiobe na zraku kod 10^8 ciklusa, [86]	42
Slika 2.25 Funkcija graničnog stanja za dvije stohastičke varijable, [113]	43
Slika 2.26 Prostor dvije slučajne varijable R i S sa svojim marginalnim funkcijama gustoće vjerojatnosti f_R f_S i zajedničkom funkcijom gustoće vjerojatnosti f_{RS} i domenom loma. Primjer: R opisuje otpor konstrukcije (npr. kroz naprezanje tečenja), dok S opisuje učinke opterećenja (npr. naprezanje u dijelu konstrukcije). $g(R,S) = R - S$, funkcija graničnog stanja, odnosno sigurnosna margina. Za $(R - S) \leq 0$ nastaje lom, [114]	44
Slika 2.27 Ilustracija indeksa pouzdanosti i vjerojatnost loma, ϕ funkcija gustoće vjerojatnosti standardne normalne razdiobe, [114]	46
Slika 2.28 Ilustracija geometrijskog značenja indeksa pouzdanosti, [114]	47
Slika 2.29 Dijagram procjene loma (FAD), [121]	49

Slika 2.30 Akumulirana vjerojatnost zamornog loma za projektni zamorni vijek trajanja 20 godina u ovisnosti o projektnom faktoru zamora (DFF) i raspršenju (CoV) dugoročnog naprezanja kao stohastičke varijable, [63]	53
Slika 3.1 Izrezani uzorci čelnog spoja za vlačni pokus	56
Slika 3.2 Dimenzije uzoraka prema standardu EN100002	56
Slika 3.3 Srednje godišnje promjene temperature i saliniteta u Riječkom zaljevu (pridneni i površinski sloj), [127]	57
Slika 3.4 Uzorci za ispitivanje žilavosti s V-zarezom, prema AST E23-18	58
Slika 3.5 Prosječni gubici mase (ML) za uzorke AH36 čelika u ovisnosti o vremenu izlaganja i	59
Slika 3.6 Dijagrami ovisnosti naprezanja o deformaciji za uzorke izložene 6,12,24,36 mjeseci u a) slatkoj vodi, b) zoni plime i oseke, c) morskoj vodi . Na dijagramima je dana referentna vrijednost na zraku i sobnoj temperaturi	61
Slika 3.7 Rezultati mjerenja tvrdoće a) slatka voda, b) morska voda, c) zrak, d) pripremljeni uzorak i položaj mjernih točaka	62
Slika 3.8 Rezultati mjerenja žilavost a) udarna radnja loma pri 20 °C, b) uzorci nakon testiranja	63
Slika 3.9 Područja ispitivanja na uzorcima	63
Slika 3.10 Fotografije optičkog mikroskopa, uvećanje 32x za: a) osnovni materijal , b) zonu utjecaja topline, c) zonu taljenja nakon 6 mjeseci izlaganja u moru, te za: d) osnovni materijal, e) zonu utjecaja topline, f) zonu taljenja nakon 12 mjeseci izlaganja u morskoj vodi	64
Slika 3.11 SEM (elektronski pretražni mikroskop) fotografije površine osnovnog materijala nakon 6 mjeseci izlaganja : a), b), c) u morskoj vodi; d), e), f) u zoni plime i oseke	65
Slika 3.12 Rezultati mjerenja jamica, promjer (d) i dubina (h) u ovisnosti o vremenu izlaganja, području na uzorku, korozivnom okolišu: a) u slatkoj vodi, b) morskoj vodi i c) zoni plime i oseke	67
Slika 4.1 Usporedba gama i normalne razdiobe za osnovni materijal nakon 6 mjeseci u zoni plime i oseke	68
Slika 4.2 Rast jamica u dubinu a)OM, b)ZUT, c)ZT	Slika 4.3 Gumbellova razdioba za maksimalne dubine jamica za ZUT
	69
Slika 4.4 3 D model testnog uzorka izloženog 6 mjeseci u zoni plime i oseke	70
Slika 4.5 Konačnoelementni model uzorka za vlačni test: a) označene zone za podmodeliranje. Podmodeliranje: 36 mjeseci izlaganja u moru b) ZUT i ZT c) OM , 24 mjeseca izlaganja u zoni plime i oseke d) ZUT i ZT e) OM	74
Slika 4.6 Ovisnost ekvivalentne plastične deformacije o trijaksialnosti za početak duktilnog loma: (a) OM u moru; (b) OM u zoni plime i oseke; (c) OM u vodi; (d) ZUT i ZT nakon 36 mjeseci izlaganja	75
Slika 4.7 Početak duktilnog loma u OM nakon 36 mjeseci izlaganja u: a) zoni plime i oseke, b) moru	75
Slika 4.8 Usporedba rezultata numeričkog i eksperimentalnog vlačnog testa na uzorcima izloženim: slatkoj vodi, morskoj vodi, plimi i oseki na periode od: 6 mjeseci (a), (b), (c); 12 mjeseci (d), (e), (f); 24 mjeseca (g), (h), (i); 36 mjeseci (j), (k), (l)	77
Slika 5.1 S-N krivulja vjerojatnost loma zavarenog detalja u moru sjevernog Jadrana	81
Slika 5.2 K-T diagram i El Haddad područje tranzicije kod $\Delta\sigma_{0th}= 69,2$ MPa	85
Slika 5.3 Krivulje vjerojatnosti za mehaniku loma dobivenih kalibracijom	86

<i>Slika 5.4 Krivulje rasta pukotine</i>	86
<i>Slika 5.5 Vjerojatnost otkrivanja pukotine</i>	87
<i>Slika 5.6 Ažurirane krivulje vjerojatnosti nakon inspekcije</i>	89

Popis tablica

<i>Tablica 2.1 S-N krivulja za čelik u morskoj vodi bez katodne zaštite i premaza, [86]</i>	23
<i>Tablica 2.2 Projektni faktor zamora za pomorske konstrukcije, [122]</i>	51
<i>Tablica 2.3 Godišnje prihvatljive vjerojatnosti loma, [123], [124]</i>	52
<i>Tablica 3.1 AH36 kemijski sastav (maseni udjeli %)</i>	55
<i>Tablica 3.2 Broj jamica na površini uzoraka</i>	65
<i>Tablica 4.1 Parametri Voce-Swift modela očvršćivanja</i>	71

Prilozi

Prilog A

```
' VBA Rutina za generiranje jamica na zadanoj površini
'epruvete
Option Explicit
Public Sub GetExcelData()
Dim excelApp As Excel.Application
' povezivanje s excelom
On Error Resume Next
Set excelApp = GetObject(, "Excel.Application")
If Err Then
Err.Clear
' ako ne može pokreni excel
Set excelApp = CreateObject("Excel.Application")
If Err Then
MsgBox "Excel se ne pokreće"
Exit Sub
End If
End If
excelApp.Visible = True
' otvori spreadsheet.
Dim wb As Workbook
Set wb = excelApp.Workbooks.Open("C:\vba\more36.xls")
If Err Then
MsgBox "Greska ne može se otvoriti "
Exit Sub
End If
' pristup sheet.
Dim ws As Worksheet
Set ws = wb.Worksheets.Item("Sheet1")
If Err Then
MsgBox "Greska ne može se do sheeta"
Exit Sub
End If
' uzmi vrijednosti
Const N = 5 'broj tocaka
Dim xcord(N) As Double
Dim ycord(N) As Double
Dim h(N), d(N), rf(N) As Double 'dubina, promjer , fillet
Dim row As Integer
For row = 1 To N
xcord(row) = ws.Cells(row, 1)
ycord(row) = ws.Cells(row, 2)
d(row) = ws.Cells(row, 3)
h(row) = ws.Cells(row, 4)
rf(row) = ws.Cells(row, 5)
Next
' modeliranje jamica
```

```

Dim oPartDoc As PartDocument
Set oPartDoc = ThisApplication.ActiveDocument
If Err Then
MsgBox "Part nije aktivan"
Exit Sub
End If
Dim oPartDef As PartComponentDefinition
Set oPartDef = oPartDoc.ComponentDefinition
' oznaci povrsinu na koju ide jamica
Dim oFace As Face
Set oFace = oPartDoc.SelectSet.Item(1)
Dim oFeatures As PartFeatures
Set oFeatures = oPartDef.Features
Dim k As Integer
For k = 1 To N
' jamica kao ifeature
Dim oiFeatureDef As iFeatureDefinition
Set oiFeatureDef =
oFeatures.iFeatures.CreateiFeatureDefinition( _
"C:\vba\iFeatV.ide")
Dim oInput As iFeatureInput
For Each oInput In oiFeatureDef.iFeatureInputs
Dim oParamInput As iFeatureParameterInput
Select Case oInput.Name
Case "Profile Planel"
Dim oPlaneInput As iFeatureSketchPlaneInput
Set oPlaneInput = oInput
oPlaneInput.PlaneInput = oFace
Call
oPlaneInput.SetPosition(ThisApplication.TransientGeometry.Crea
tePoint(xcord(k), ycord(k), 0),
ThisApplication.TransientGeometry.CreateVector(1, 0, 0), 0)
Case "d163" 'dubina
Set oParamInput = oInput
oParamInput.Expression = h(k)
Case "d162" 'Promjer
Set oParamInput = oInput
oParamInput.Expression = d(k)
Case "d165" 'Radius filleta mora biti <= promjer/2
If rf(k) > (d(k) / 2) Then
rf(k) = (d(k) / 2)
End If
Set oParamInput = oInput
oParamInput.Expression = rf(k)
End Select
Next
' Napravi ifeature
Dim oiFeature As iFeature
Set oiFeature = oFeatures.iFeatures.Add(oiFeatureDef)
Next
End Sub

```

Prilog B

```
%S-N vjerojatnosna krivulja
clear;
T=[1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 30
40].*31536000;
n0=T.*0.33
for d=1:22
q(d)=150/((log(n0(d)))^1.0);
K(d)=n0(d)*(q(d)^3)*6.0;
end
for d=1:22
c=0; %brojac kad je g<0
g=0.0001;
for i=1:400000%
loga=normrnd(11.778, 0.2);
%log a ima normalnu razdiobu mua=11.778 sigma=0,2 , log
a=11.778 već dodano 2*SD=0,4
a=10^loga;
g=lognrnd(0, 0.294)-K(d)/a;
%MP-Miner Palmgreen lognormalna razdioba parametri mu=0 i
sgmMP=0.294
% g funkcija događaja , ako je manji ili jednak 0 nastaje lom
if g<=0 c=c+1;
end
end
c;
p(d)=c/400000;
end
godine=T./31536000;
figure;
semilogy(godine,p)
```


Prilog C

```
%Geometrijske funkcije za polueliptične pukotine T-spoja
function M=Mk(aj)
akc=0.4; T=25;
A1=-1.0343*(akc^2)-0.15657*akc+1.3409;
A2=1.3218*((akc)^(-0.61153));
A3=-0.87238*akc+1.2788;
A4=-0.4619*(akc^3)+0.6709*(akc^2)-0.37571*akc+4.6511;
F1=0.43358*(akc.^(A1+(A2*(aj./T)).^A3))+0.93163*exp((aj./T).^(-0.050966))+A4;
%F2
A5=-0.00038737*(1.571^2)+0.6477*1.571-0.72368;
A6=0.24183*1.571+176.23;
A7=-0.00027743*1.571+2.8143;
F2=A5*((1-(aj/T)).^A6)+A7*((aj/T).^(-0.10740*(aj/T)));
%F3
A8=-0.082502*(1.571^2)+0.0084862*1.571+0.38417;
A9=0.010766*(1.6^3)-0.060159*(1.6^2)+0.13667*1.6-0.0234;
A10=-0.028378*(1.6^3)+0.16489*(1.6^2)-0.35584*1.6-0.00024554;
A11=-0.0015061*(1.6^2)+0.023369*1.6-0.23124;
A12=0.051554*(1.571^2)+0.025447*1.571+1.8975;
A13=-0.12914*(1.571^2)+0.21863*1.571+0.13798;
A14=-0.20136*(1.6^2)+0.93311*1.6-0.41496;
A15=0.20188*(1.6^2)-0.97857*1.6+0.068225;
A16=-0.027338*(1.6^2)+0.12551*1.6-11.218;
F3=A8*((aj./T).^(A9*(1.571.^2)+A10*1.571+A11))+A12*((aj./T).^A13)+A14*((aj./T).^2)+A15*(aj./T)+A16;
M=(F1+F2+F3);
end
```

Prilog D

```
%KALIBRACIJA C parametra, raspon naprezanja deltasigma je
slucajna varijabla uz CoV=0.2 i h=1 za I=0.23 i I=0.37 kad je
a0=0.01
nt=14;%broj tocaka
dsig=zeros(1,nt);%delta S za zadani N
Nc=[2 3 4 5 6 8 10 12 14 16 18 20 30 40].*31536000*0.33;
%br cikl. za 2 3 4 5 6 8 10 12 14 16 18 20 30 40 g.
psn=[0.0002 0.0019 0.0068 0.0168 0.0321 0.0796 0.1439 0.2162
0.2911 0.3646 0.4349 0.4999 0.7342 0.8579];% vjerojatnosti iz
S-N analize za kalibraciju
for i=1:nt%
i%
n=40000; %broj pokusa
dsig(i)=(599795739233.66/Nc(i))^0.3333;% naprezanje iz S-N
me=10.8;%pocetak
count=n*psn(i)*2;%da prođe prvi while
while ((abs((count/n)-
psn(i))>0.00005)&&(i<2)) || (abs((count/n)-
psn(i))>0.0001)&&((i>=2)&&(i<3)) || (abs((count/n)-
psn(i))>0.0002)&&((i>2)&&(i<=3))...
|| ((abs((count/n)-psn(i))>0.0005)&&((i>=4)&&(i<6)))) ||
((abs((count/n)-psn(i))>0.001)&&((i>=6)&&(i<8)))...
||((abs((count/n)-
psn(i))>0.003)&&(i>=8)&&(i<9)) || ((abs((count/n)-
psn(i))>0.005)&&(i>=9)&&(i<=10)) || ((abs((count/n)-
psn(i))>0.01)&&(i>10)&&(i<13)) || ((abs((count/n)-
psn(i))>0.015)&&(i>=13))
me=me+0.05;
count=0;
Ce=zeros(1,n); %sigma=0;
% for k=1:n
C=10^(normrnd(-me,0.22));% C slucajna varijabla
SD=dsig(i)*0.2;% uz CoV 0.2 SD za normalnu razdiobu
dSigma=(abs(normrnd(dsig(i),SD)))^3;%COV 0.2
if (normrnd(0.23,0.023)-C*dSigma*Nc(i))<0 %0.23 je vrijednost
indikatora oštećenje, tj. integrala na intervalu(0.175, 12.5),
kada je a=0.01 indikator oštećenja je 0.37 count=count+1;
Ce(count)=C;
end
end
if me>12.8%limit
me=10.3+0.3*rand;%11.3+0.3*rand
end
end
Cfma01_C(i)=sum(Ce)/count;%
pfma0(i)=count/n;% postignuta vjerojatnost
end
sum(Cfma01_C)/14; % dobiveni C
```

Prilog E

```
%AZURIRANJE za a0=0.01mm C=6.7393E-13
clear countPoD04 countPoD45;
T=25;% debljina lima
n=40000;% broj pokusa
nt=11;% broj tocaka
dsig=zeros(1,nt);%delta S za zadani N
fn1=@(a) 0.01325./(sqrt(a)).^3;%integralna funkcija od 0.01 do
0.15 Mk=2.384
%drugi dio funkcije je tada fiksiran 0.2328
% preko 0.15 je ova funkcija
fn2=@(aj)0.1796./(((0.43358*((aj./T).^A1+(A2*(aj./T)).^A3))+0
.93163*exp((aj./T).^(-0.050966))+A4...
+0.2929*(1-(aj./T)).^176.6099)+2.8139*(aj./T).^(-
0.10740*(aj./T))...
+0.1939*((aj./T).^0.0854*(1.571.^2)-0.2637*1.571-
0.1977))+2.0647*((aj./T).^0.1627)+0.5625*((aj./T).^2)-
0.9807*(aj./T)-11.0872)...
.*(1.093+2.139.*(aj./25).^2.0-
0.231.*(aj./25).^4.0)).*((aj).^0.5).^3;
##### Vjerojatnost za neotkrivanje nakon 4. i 5. g.
PnoD04=1/(1+(0.028/1.16)^0.9);%0,028 mm iz krivulje rasta
nakon 4.g.
PnoD05=1/(1+(0.0388/1.16)^0.9);%0,0388 iz krivulje rasta nakon
5.g.
##### Broj ciklusa po godinama
Nc=[3 4 5 6 7 8 10 12 14 16 18].*31536000*0.33;%
##### S-N vjerojatnosti
psn=[0.0019 0.0068 0.0168 0.0321 0.0537 0.0796 0.1439 0.2162
0.291 0.3646 0.4349];
##### rasponi naprezanja
for r=1:nt
dsig(r)=(599795739233.66/Nc(r)).^0.3333;%
end
#####
SD4=dsig(2)*0.2;%standardna dev iza 4 godine CoV=0.2
SD5=dsig(3)*0.2;%SD za 5 godina
#####
for i=1:nt%
i% polozej brojaca
me=12.27;%start
count=n*psn(i)*2;%da prođe prvi while
while ((abs((count/n)-psn(i))>0.0003)&&((i>=1)&&(i<2)))
||((abs((count/n)-psn(i))>0.0005)&&((i>1)&&(i<=2)))...
||((abs((count/n)-psn(i))>0.0017)&&((i>=3)&&(i<=5))) ||
((abs((count/n)-psn(i))>0.003)&&((i>=6)&&(i<8)))...
||((abs((count/n)-
psn(i))>0.005)&&(i>=8)&&(i<9)) ||((abs((count/n)-
```

```

psn(i))>0.005)&&(i>=9)&&(i<=10))||((abs((count/n)-
psn(i))>0.01)&&(i>10)&&(i<12))
me=me+0.05;
count=0;
Ce=zeros(1,n); %RESET
countPoD04=0;%brojac lom i no detect nakon 4.g.
countPoD45=0;%broj lom no detec nakon 4. i 5.g.
Loma04=false;%
Loma05=false;
for k=1:n
C=10^(normrnd(-me,0.22));%C je slucajna var.
SD=dsig(i)*0.2;% uz CoV 0.2 SD za normalnu razdiobu
dSigma=(abs(normrnd(dsig(i),SD)))^3;%raspon naprezanja je
slucajna var
if (normrnd(0.37,0.037)-C*dSigma*Nc(i))<0 %I = 0.37 indikator
ostecenja
count=count+1;
Ce(count)=C;
Loma04=true;%nastao lom
end
if Loma04 %dogodio se lom
ainsp=13;%13 samo da uđe u petlju
while (ainsp>12.5)|| (ainsp<=0.01)%limit
aur=rand;%uniform random, treba za inspekciju
ainsp=1.16*((1-aur)/(aur)^1.111);%slucajna dubina iz
Probability of detection
end
if ainsp<=0.15
in=integral(fn1,0.01,ainsp);%vrijednost indikatora ako je
ainsp manji od 0.15
else
in=0.1505+integral(fn2,0.15,ainsp); %vrijednost indikatora
preko dubine 0.15 mm, 0.1505 je vrijednost na intervalu 0.01
do 0.15
end
dSigma04=(abs(normrnd(dsig(2),SD4)))^3;
if (in-(10^(normrnd(-12.1714,0.22))*Nc(2)*dSigma04))>0
countPoD04=countPoD04+1;%broj no detection nakon 4.g.
Loma05=true;% no detect nakon 4g
end
if Loma05
ainsp=13;
while (ainsp>12.5)|| (ainsp<=0.01)%limit
aur=rand;%uniform random
ainsp=1.16*((1-aur)/(aur)^1.111);%slucajna dubina iz PoD
end
if ainsp<=0.15
in=integral(fn1,0.01,ainsp);%vrijednost indikatora ako je
ainsp manji od 0.15
else
in=0.1505+integral(fn2,0.15,ainsp);

```

```

end
dSigma05=(abs(normrnd(dsig(3),SD5)))^3;
if (in-(10^(normrnd(-12.1714,0.22))*Nc(3)*dSigma05))>0
countPoD45=countPoD45+1;% no detection nakon 4 i 5 g.
end

end

end
Loma04=false;
Loma05=false;
end
if me>14.0%limit
me=11.1+0.3*rand;
end
%
end
lominod04CavS(i)=countPoD04/n;%vjerojatnost loma i no
detection nakon 4. g.
lominod045CavS(i)=countPoD45/n;%vjerojatnost loma i no
detection nakon 4. i 5. g.
update04CavS(i)=lominod04CavS(i)./PnoD04;% azuriranje
vjerovatnosti kad je no detected nakon 4.g.
update045CavS(i)=lominod045CavS(i)./(PnoD04*PnoD05);%
azuriranje vjerovatnosti kad je no detected nakon 4. i 5.g.
end
godine=Nc./(31536000*0.33);
hold on;
semilogy(godine(1:nt),update045CavS(1:nt));%plot 5g
semilogy(godine(1:nt),update04CavS(1:nt));%plot 4g.

```

Prilog F

```
%AZURIRANJE a0_0.175 C=4.4196e-13 poslije 4 i 5g
clear countPoD countPoD5;
Ni=0;
nt=10;
n=40000; %broj pokusa
PnoD4=1/(1+(0.2677/1.16)^0.9);%0.2677 mm veličina pukotine iz
krivulje rasta nakon 4. g.
PnoD5=1/(1+(0.3783/1.16)^0.9); %0.3783 mm veličina pukotine iz
krivulje rasta nakon 4. g.
T=25; %debljina lima
fcn2=@(aj)0.1796./(((0.43358*((aj./T).^ (A1+(A2*(aj./T)).^A3))+
0.93163*exp((aj./T).^(-0.050966))+A4...
+0.2929*(1-(aj./T)).^176.6099)+2.8139*(aj./T).^(-
0.10740*(aj./T))...
+0.1939*(aj./T).^ (0.0854*(1.571.^2)-0.2637*1.571-
0.1977))+2.0647*(aj./T).^0.1627)+0.5625*(aj./T).^2)-
0.9807*(aj./T)-11.0872)...
.*(1.093+2.139.*(aj./25).^2.0-
0.231.*(aj./25).^4.0)).*(aj).^0.5).^3;
%integralana funkcija, Samo fcn2 jer uzimamo od 0.175
Nc=[3 4 5 6 8 10 12 14 16 18].*31536000*0.33;
for r=1:nt
dsig(r)=(599795739233.66/Nc(r)).^0.3333;% end
SD4=dsig(2)*0.2;%standardna dev iza 4 godine
SD5=dsig(3)*0.2;%Sd za 5 godina
psn=[0.0019 0.0068 0.0168 0.0321 0.0796 0.1439 0.2162 0.2911
0.3646 0.4349];%S-N vjerojatnosti

for i=1:nt%
i% di smo
me=12.7;%pocetak
count=n*psn(i)*2;
while (((abs((count/n)-psn(i))>0.0002)&&((i>=1)&&(i<2)))
|| (abs((count/n)-psn(i))>0.00005)&&((i>1)&&(i<=2))...
|| (((abs((count/n)-psn(i))>0.0001)&&((i>=3)&&(i<5)))) ||
((abs((count/n)-psn(i))>0.0018)&&((i>=5)&&(i<7)))...
|| ((abs((count/n)-
psn(i))>0.005)&&(i>=7)&&(i<8)) || ((abs((count/n)-
psn(i))>0.005)&&(i>=8)&&(i<=9)) || ((abs((count/n)-
psn(i))>0.01)&&(i>9)&&(i<11)))
me=me+0.05;%0.05
count=0;
countPoD=0;%brojac lom i no detect
countPoD5=0;
Ce=zeros(1,n);
Lom=false;%logicka nema loma
```

```

Lom4=false;
for k=1:n
C=10^(normrnd(-me,0.22));
SD=dsig(i)*0.2;
dSigma=(abs(normrnd(dsig(i),SD)))^3;%COV 0.2
if (normrnd(0.23,0.023)-C*dSigma*Nc(i))<0
%0.23 je vrijednost integrala od 0.175 do 12.5
count=count+1;
Ce(count)=C; %sigma(count)=dSigma^0.33333;
Lom=true;
end
%dio za Inspekciju
if Lom
ainsp=13;
while (ainsp>12.5)|| (ainsp<0.175)%limit
aur=rand;%uniform random
ainsp=1.16*((1aur)/(aur)^1.111);%slucajna dubina
end
i2=integral(fcn2,0.175,ainsp);
dSigma4=(abs(normrnd(dsig(2),SD4)))^3;
if (i2-(10^(normrnd(-
12.3546,0.22))*Nc(2)*dSigma4))>0countPoD=countPoD+1;% no
detection nakon 4.g.
Lom4=true;
end
if Lom4
ainsp=13;
while (ainsp>12.5)|| (ainsp<0.175)%limit
aur=rand;
ainsp=1.16*((1-aur)/(aur)^1.111);
end
dSigma5=(abs(normrnd(dsig(3),SD5)))^3;
i2=integral(fcn2,0.175,ainsp);
if (i2-(10^(normrnd(-12.3546,0.22))*Nc(3)*dSigma5))>0
countPoD5=countPoD5+1;% no detection nakon 4 i5. g.
end
end

end%kraj rutine za no detection event
Lom4=false;
Lom=false;

end
if me>14.0
me=12.2+0.3*rand;
end
end
lominodS(i)=countPoD/n;%vjerojatnost loma i no detection
lominod45S(i)=countPoD5/n;%vjerojatnost loma i no detection
nakon 4 i 5

```

```
updateS(i)=lominodS(i)./PnoD4;% update vjerojatnosti kad no
detected samo za 4.g.
update45S(i)=lominod45S(i)./(PnoD4*PnoD5); %update
vjerojatnosti za no detected nakon 4. i 5.g.
end
sum(CfmU45S)/nt%parametar C
godine=Nc./(31536000*0.33);
hold on;
semilogy(godine,update45S);
semilogy(godine,updateS);
```


Životopis

Darko Pastorčić je rođen 1969. godine u Zadru. Diplomirao je 1995. godine na Fakultetu strojarstva i brodogradnje u Zagrebu, smjer strojarske konstrukcije. Nakon diplome radio je u tvrtkama u zemlji i inozemstvu na poslovima ispitivanja generatora pare i reaktorske posude nerazarajućim metodama u nuklearnim elektranama, projektiranja plinskih redukcijskih stanica, kotlovnica, tvornice zeolita u Maleziji, konstruiranja strojeva, manipulatora, transportnih sistema, steznih naprava, mjernih uređaja, alatnih strojeva i njihovih komponenata. Od 2014. direktor i vlasnik tvrtke "Copas d.o.o. za inženjering i tehničko savjetovanje". Od 2017. je i asistent na brodstrojarskom odsjeku Pomorskog odjela Sveučilišta u Zadru na kolegijima Tehnologija materijala i Elementi strojeva. 2018., 2019. i 2022. godine je sudjelovao s izlaganjima na kongresima: 2nd ICSID Fatigue and Fracture – Experiments, Theory and Applications, IGF 25 - International conference "Fracture and Structural integrity" , ECF 23 European conference on fracture "Fracture mechanics and structural integrity".