

Propagacija oštećenja brodske konstrukcije izazvanoga sudarom ili nasukavanjem

Gledić, Ivana

Doctoral thesis / Disertacija

2021

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

Permanent link / Trajna poveznica: <https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:026669>

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

Download date / Datum preuzimanja: **2025-03-26**

Repository / Repozitorij:

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





Sveučilište u Zagrebu

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

IVANA GLEDIĆ

**PROPAGACIJA OŠTEĆENJA BRODSKE
KONSTRUKCIJE IZAZVANOGA SUDAROM
ILI NASUKAVANJEM**

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2021.



University of Zagreb

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
AND NAVAL ARCHITECTURE

IVANA GLEDIĆ

**PROPAGATION OF DAMAGE IN SHIP
STRUCTURE CAUSED BY COLLISION OR
GROUNDING ACCIDENT**

DOCTORAL THESIS

Zagreb, 2021



Sveučilište u Zagrebu

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

IVANA GLEDIĆ

**PROPAGACIJA OŠTEĆENJA BRODSKE
KONSTRUKCIJE IZAZVANOGA SUDAROM
ILI NASUKAVANJEM**

DOKTORSKI RAD

Mentor:

Prof. dr. sc. Joško Parunov

Zagreb, 2021



University of Zagreb

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
AND NAVAL ARCHITECTURE

IVANA GLEDIĆ

**PROPAGATION OF DAMAGE IN SHIP
STRUCTURE CAUSED BY COLLISION OR
GROUNDING ACCIDENT**

DOCTORAL THESIS

Mentor:

Prof. dr. sc. Joško Parunov

Zagreb, 2021

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK:

Ključne riječi: Brodska konstrukcija, sudar i nasukavanje, valno opterećenje, niskociklička dinamička izdržljivost, propagacija pukotine, granična uzdužna čvrstoća

Znanstveno područje: Tehničke znanosti

Znanstveno polje: Brodogradnja

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

Mentor rada: Prof. dr. sc. Joško Parunov

Broj stranica: xxvii + 125

Broj slika: 62

Broj tablica: 24

Broj bibliografskih jedinica: 119

Datum obrane: 07.05.2021.

Povjerenstvo:

Dr. sc. Zdenko Tonković, redoviti prof., predsjednik

Dr. sc. Albert Zamarin, redoviti profesor, Tehnički fakultet,
Sveučilište u Rijeci

Dr. sc. Goran Vukelić, izvanredni profesor, Pomorski
fakultet, Sveučilište u Rijeci

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

ZAHVALA

Želim se ponajprije zahvaliti svom mentoru, profesoru Jošku Parunovu, na ukazanom povjerenju i stručnom vodstvu proteklih godina. Bez njegove pomoći i strpljivosti izrada ove disertacije bila bi iznimno teška.

Hvala članovima Povjerenstva: prof. dr. sc. Zdenku Tonkoviću, prof. dr. sc. Albertu Zamarinu i izv. prof. dr. sc. Goranu Vukeliću, na pronalaženju vremena za pregledavanje i čitanje ovog rada, kao i na svim sugestijama i komentarima koji su doprinijeli kvaliteti i unapređenju rada.

Zahvaljujem se kolegi Peri Prebegu na velikoj pomoći oko modeliranja oštećenja uslijed sudara i kolegi Maru Ćorku na pomoći u kodiranju, te podršci i ohrabrenju tijekom izrade rada.

Zahvaljujem se svim kolegama i članovima Zavoda na susretljivosti i podršci tijekom izrade ovog rada.

Želim se zahvaliti Hrvatskoj Zakladi za Znanost koja je financirala izradu ovog doktorskog rada kao i na pruženoj prilici da surađujem na znanstvenom projektu br. 8658 „Pouzdanost konstrukcije oštećenog naftnog tankera u Jadranskom moru”.

Na kraju zahvaljujem se svojim roditeljima na razumijevanju i podršci.

Rad posvećujem svom suprugu Goranu i svojoj djeci, Luciji i Jakovu.

SADRŽAJ

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU	v
ZAHVALA.....	vi
SADRŽAJ	vii
SAŽETAK.....	x
SUMMARY	xi
KLJUČNE RIJEČI	xiii
POPIS OZNAKA	xiv
POPIS KRATICA	xx
POPIS SLIKA	xxii
POPIS TABLICA.....	xxvi
1. Uvod.....	1
1.1 Hipoteza.....	7
1.2 Sadržaj rada	8
2. Modeliranje dinamičke izdržljivosti	10
2.1 Analiza dinamičke izdržljivosti u dvije faze	11
2.1.1 Inicijacija pukotine	11
2.1.2 Propagacija pukotine	14
2.2 Koeficijent intenzivnosti naprezanja	14
2.2.1 Utjecaj zaostalih naprezanja σ_{res} i omjera naprezanja R	18
Ogledni primjer- Proračun zamornog vijeka za različite omjere naprezanja R	21
2.3 Metode za računanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja	30
2.3.1 Analitičke metode	30
Princip superpozicije	33
2.3.2 Metoda težinskih funkcija (eng. Weight Function Method)	34

Analiza koeficijenta intenzivnosti naprezanja u ploči i u ukrepljenom panelu metodom težinskih funkcija	34
2.3.3 Metoda pomaka (eng. Displacement Method)	38
Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenog pomoću analitičke metode i metode pomaka	41
2.3.4 Metoda sila u čvorovima (eng. Force Method)	43
2.3.5 <i>J</i> -integral ili Griffithova metoda energije.....	45
2.3.6 Odabir metode za brzu procjenu SIF-a	47
3. Analiza dinamičke izdržljivosti oštećene brodske konstrukcije	49
3.1 Opis tankera za prijevoz nafte korištenog kao ogledni primjer.....	49
3.1.1 Modeliranje neoštećene brodske konstrukcije MKE	49
3.1.2 Modeliranje oštećenja brodske konstrukcije	52
3.2 Valna opterećenja oštećene brodske konstrukcije	57
3.3 Niskociklički zamor oštećene brodske konstrukcije	64
3.3.1 Akumulirano dinamičko oštećenje.....	65
Žarišna naprezanja i SCF na finoj mreži KE.....	66
3.3.2 Proračun niskocikličkoga zamora	67
3.3.3 Parametarska analiza niskocikličkoga zamora	69
3.3.4 Niskociklički zamor u uvjetima konstantnog stanja mora	73
3.3.5 Zaključak o niskocikličkoj dinamičkoj izdržljivosti oštećenog broda	77
3.4 Propagacija pukotine kroz oštećenu brodsku konstrukciju	77
3.4.1 Propagacija zamorne pukotine na oštećenom brodu	77
3.4.2 Koeficijent intenzivnosti naprezanja ukrepljenog panela broda	79
3.4.3 Primjena metodologije za računanje propagacije pukotine.....	82
3.4.4 Parametarska analiza propagacije pukotine	86
3.4.5 Zaključci o propagaciji pukotine oštećenog broda u teglju.....	90
4. Preostali granični moment savijanja oštećenoga broskog trupa	91
4.1 Granični moment savijanja neoštećenoga broskog trupa u vertikalnoj ravnini.....	94

4.2	Granična uzdužna čvrstoća broskog trupa uslijed kombiniranoga momenta savijanja.....	95
4.3	Određivanje preostale granične uzdužne čvrstoće oštećenoga broskog trupa.....	96
4.3	Određivanje preostale granične čvrstoće oštećenog broskog trupa s propagirajućom pukotinom.....	99
5.	Zaključak i ostvareni znanstveni doprinosi.....	103
6.	Literatura.....	105
	ŽIVOTOPIS	113
	CURICULUM VITAE	114
	PRILOG A.....	115
	PRILOG B.....	122
	PRILOG C.....	123

SAŽETAK

U dosadašnjim istraživanjima iz područja analize sigurnosti broskog trupa oštećenog sudarom ili nasukavanjem, uglavnom se pretpostavlja da oštećenje ne propagira za vrijeme spašavanja oštećenoga broda te da ne utječe na njegovu preostalu uzdužnu čvrstoću. Ovaj rad se temelji na pretpostavci da fluktuirajuća valna opterećenja za vrijeme tegljenja oštećenoga broda mogu generirati visoka ciklička naprezanja koja bi doprinijela propagaciji oštećenja kao zamorne pukotine. S obzirom na vremenski period tegljenja, generirani broj ciklusa valnog opterećenja iznosom je na granici između niskocikličkog i visokocikličkog zamora te je potrebno analizirati obje pojave. Niskociklički zamor se određuje metodom lokalnog naprezanja i deformacija i tretira se kao posebno granično stanje koje ugrožava uzdužnu čvrstoću broda. Visokociklički zamor, odnosno propagacija pukotine, analiziran je metodom mehanike loma i primjenom dijagrama procjene loma te se također razmatra kao granično stanje oštećene brodske konstrukcije opasno po uzdužnu čvrstoću. Uspoređene su dostupne metode za računanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja, kao temeljnog parametra analize propagacije pukotine. Odabrana je metoda pomaka, koja zadovoljava kriterije točnosti, robusnosti, brzine i dostupnosti. Dan je pregled mogućih načina modeliranja oštećenja prilikom sudara, kao i pregled metoda proračuna valnoga opterećenja oštećenoga broda. Na primjeru „pojednostavljeno realno“ oštećenoga tankera za prijevoz nafte, napravljen je proračun niskocikličkog i visokocikličkog zamora. Zaključeno je da su vjerojatnosti pojave niskocikličkog zamora materijala te propagacije pukotine tijekom tegljenja vrlo niske. Nešto je veća vjerojatnost loma prema kriteriju dijagrama procjene loma, ukoliko je lomna žilavost materijala niska te ukoliko se uslijed sudarnog oštećenja broskog trupa stvore inicijalne zamorne pukotine. Predložen je jednostavan model pomoću kojeg bi se u slučaju pojave veće pukotine na oštećenom brodu na točan i brz način mogla odrediti preostala granična uzdužna čvrstoća broskog trupa, uz uključen utjecaj rotacije neutralne osi.

SUMMARY

The number of ships in the global fleet increases every day resulting in higher risk of accidents, such as collision and grounding. Studies show that in the case of oil tankers, collision is the main cause among all types of tanker accidents, closely followed by grounding. The outcome of an oil tanker collision can be a large oil spill with devastating economic and environmental consequences.

After collision, damaged ship needs to be towed to the salvage harbour as fast as possible. Almost all classification societies (ABS, DNVGL, BV, etc.) provide emergency response services and software tools which enable quick damage stability and residual longitudinal strength calculation. It is often assumed in the emergency response procedures that the damage is time invariant during towing period, which could last from one day to couple of weeks. Propagation of the initial damage during the ship salvage due to the fluctuating wave loads, is generally ignored. However, large and irregularly shaped damage caused by collision or grounding could increase fluctuating stress level and as a result fatigue cracks could appear and propagate. Fatigue crack propagation in deck or bottom region is especially dangerous when considering longitudinal structural capacity of a hull-girder, since deck and bottom panels are the largest contributors to the ship hull-girder sectional modulus. During towing period damaged ship can encounter 10^5 or more wave cycles which is borderline condition between low-cycle fatigue (LCF) and high-cycle fatigue (HCF). For that reason, both failure modes are investigated in the thesis.

LCF occurs when ship is exposed to loadings with very large amplitude (e.g. large waves) which can in some parts of the structure generate high cyclic plasticity. Classification societies prescribe that the LCF should be considered as principal failure mode, associated with ultimate limit state (ULS) or accidental limit state (ALS). HCF is calculated as crack propagation using linear elastic fracture mechanics and Paris Law. Principal governing factor during crack propagation is the stress intensity factor (SIF). Available methods for calculation of SIF were analysed and compared. Displacement method, chosen for further work, met the requirements of speed, availability, and accuracy. Application of LCF and HCF are compared with available experimental data on the case of the fatigue life of welded structural detail.

The possibility of fatigue failure of damaged oil tanker during salvage period was investigated. Modelling options of collision damage and methods for computation of wave loads on damaged

ship are reviewed. The effect of damage shape and size was examined through 50 “almost realistic” collision damage scenarios modelled by the finite element method (FEM). Such approach enables calculation of stress concentration factors (SCF) around damage opening using very fine mesh of finite elements. Fluctuating wave-induced stresses during relatively short salvage period were assumed to be induced by vertical wave bending moments (VWBM), distributed according to the Weibull two-parameter probability function. Parameters of the distribution were calculated by the seakeeping analysis in the typical sea environment where collision events usually occur and for the North Atlantic. Individual stress amplitudes were obtained using Monte Carlo simulation based on the Weibull distribution. As the damage accumulated by individual wave cycle is non-linear, total damage accumulation highly depends on the ordering of random stress amplitudes. Therefore, it was necessary to repeat large number of such analyses, using different sets of random wave amplitudes, all originating from the same initial Weibull distribution, but using different “seeds”. Parametric analysis was then performed to investigate the influence of towing duration and uncertain input parameters on LCF damage accumulation and crack propagation.

It is found that LCF could not generate severe damage case while parametric study showed that the sea environment and towing period have some influence on accumulated LCF damage. Overall results are quite sensitive to mean zero crossing periods and heading angle. Failure criteria for crack propagation analysis was based on Failure Assessment Diagram (FAD). The results show that the low value of the fracture toughness of material and the existence of the initial crack size could increase fatigue failure probability during salvage period. In this particular case of damaged Aframax oil tanker, it was concluded that propagation of large fatigue crack could influence longitudinal strength of the ship during salvage period, what is quite unlikely.

If unexpected large fatigue crack would appear on damaged ship structure, the ultimate longitudinal strength of ship could be reduced. In this work a procedure was proposed for calculation of the residual ultimate vertical bending capacity of damaged ship with presence of fatigue crack, taking into the account important effect of the rotation of the neutral axis.

KLJUČNE RIJEČI

Ključne riječi

Brodsko konstrukcija
Sudar i nasukavanje
Valno opterećenje
Niskociklička dinamička izdržljivost
Propagacija pukotine
Granična uzdužna čvrstoća

Keywords

Ship structure
Collision and grounding
Wave loading
Low-cycle fatigue
Crack propagation
Ultimate longitudinal strength

POPIS OZNAKA

A	ukupna površina ukrepe
A_f	površina flanže
A_i	koeficijent metode pomaka koji ovisi o geometriji i opterećenju
A_w	površina širine flanže
a	duljina pukotine
a_0	inicijalna veličina pukotine
a_i	početna veličina pukotine
a_f / a_k	konačna/kritična veličina pukotine
B	širina broda
B_0	maksimalna širina broda na vodnoj liniji
b	širina ploče
b	eksponent dinamičke čvrstoće (eng. fatigue strength exponent)
C	konstanta materijala u Parisovoj jednadžbi
C_{NA}	koeficijent neutralne osi
c	eksponent cikličkih deformacija (eng. fatigue ductility exponent)
c	slučajna varijabla u Monte Carlo simulaciji
D	visina broda
D_l	akumulirano oštećenje prema Palmgren-Miner pravilu
$D_{l,i}$	akumulirano oštećenje prema Palmgren-Miner pravilu za i -tu simulaciju
DWT	nosivost broda
da/dN	brzina rasta pukotine/prirast pukoti
ds	diferencijalna duljina konture Γ
E	Youngov modul elastičnosti
E'	efektivni Youngov modul elastičnosti za ravninsko stanje naprezanja i deformacija
$F_C (C_b)$	korekcijski faktor blok koeficijenta
$F_V (F_n)$	korekcijski faktor brzine
F_x	ukupno djelovanje sile duž ligamenta u smjeru osi x

F_y	ukupno djelovanje sile duž ligamenta u smjeru osi y
f_w	faktor korekcije za konačnu širinu
G	modul smika
g	gravitacijska konstanta
H_s	značajna valna visina (eng. Significant wave height)
h	visina ukrepe
h	parametar oblika Weibullove radiobe (eng. Shape parameter)
I_{HH}	aksijalni (uzdužni) moment inercije (tromosti) oštećenog poprečnog presjeka o obzirom na os z
I_{HV}	centrifugalni moment inercije (tromosti) oštećenog poprečnog presjeka o obzirom na osi y i z
I_{VV}	aksijalni (vertikalni) moment inercije (tromosti) oštećenog poprečnog presjeka o obzirom na os y
J	konturni integral
K	koeficijent intenzivnosti naprezanja (eng. stress intensity factor)
K'	koeficijent cikličkog očvršćivanja (eng. cyclic strength coefficient)
K_{mat}	lomna žilavost materijala (eng. material fracture toughness)
ΔK_{eff}	efektivni omjer raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja
ΔK_{th}	prag širenja pukotine (eng. stress intensity factor threshold)
ΔK	raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja (eng. stress intensity factor range)
K_I	koeficijent intenzivnosti naprezanja (1. način otvaranja pukotine)
K_{II}	koeficijent intenzivnosti naprezanja (2. način otvaranja pukotine)
K_{III}	koeficijent intenzivnosti naprezanja (3. način otvaranja pukotine)
K_I^{total}	ukupni koeficijent intenzivnosti naprezanja kod kombiniranog načina opterećenja (kod 1. načina otvaranja pukotine)
K_I^A, K_I^B	pojedinačni koeficijenti intenzivnosti naprezanja kod kombiniranog načina opterećenja (kod 1. način otvaranja pukotine)
K_I^C	opterećenja (kod 1. način otvaranja pukotine)
K_r	vertikalna os FAD dijagrama (omjer koeficijenta intenzivnosti naprezanja i lomne žilavosti)
K_{res}	zaostalo naprezanje

K_w	faktor zareznog djelovanja
k	valni broj
k_e	efektivni valni broj
L	duljina broda
L_{pp}	duljina broda između pramčane i krmene osnovice
L_r	horizontalna os FAD dijagrama (omjer narinutog opterećenja i referentnog opterećenja)
$L_{r,max}$	maksimalna vrijednost horizontalne osi L_r u FAD dijagramu
l	duljina konačnog elementa kod metode pomaka
M_h	uzdužna komponenta graničnog momenta savijanja
M_k	gradijent naprezanja
M_m	faktor povećanja intenzivnosti naprezanja uslijed membranskog opterećenja
M_{sw}	moment savijanja na mirnoj vodi
M_{sw-D}	vertikalni moment savijanja u oštećenom stanju (opterećenje)
M_U	granični moment savijanja neoštećenog broda
M_{UD}	granični moment savijanja oštećenog broda
M^U_V	preostala vertikalna granična čvrstoća u progibu uključujući utjecaj rotacije neutralne osi
$M^U_V _{CASE2}$	preostala vertikalna granična čvrstoća u progibu bez utjecaja rotacije neutralne osi
M_{uv} / M_{uh}	čisti vertikalni moment savijanja/ čisti horizontalni moment savijanja
M_v	vertikalna komponenta graničnog momenta savijanja
M_{VBM}	vertikalni valni moment savijanja (eng. vertical wave bending moment)
M_w	moment savijanja na valovima u slučaju progiba
M_{wv-D}	vertikalni moment savijanja u oštećenom stanju (opterećenje)
M_1, M_2, M_3	koeficijenti metode težinskih funkcija
m	konstanta materijala; eksponent u Parisovoj jednadžbi
$m(x,a)$	težinska funkcija
N_i	broj ciklusa do inicijacije pukotine

N_j	broj ciklusa do kolapsa
N_p	broj ciklusa propagacije pukotine
N_t	ukupni broj ciklusa
n'	eksponent cikličkog očvršćivanja (eng. strain hardening exponent)
n_f	broj simulacija s ishodom kolapsa
n_s	ukupni broj simulacija
pf	vjerojatnost sloma
R	omjer minimalnog i maksimalnog opterećenja (eng. tress atio)
R_{eH}	granica razvlačenja
R_{eff}	efektivni omjer naprezanja
RSI_h, RSI_v	indeksi preostale čvrstoće za čisto vertikalno i uzdužno savijanje
R_x, R_y, R_z	rotacijski pomaci oko osi x , y i z
r	polarna koordinata s ishodištem u vrhu pukotine
S_{max}	maksimalno opterećenje konstrukcije s pukotinom
S_u	granična čvrstoća (eng. ultimate strength)
S_y	granica tečenja materijala (eng. yield stress)
S'_y	ciklička granica tečenja materijala (eng. cyclic yield stress)
s	parametar skaliranja Weibullove razdiobe (eng. scale parameter)
T	gaz broda
T_i	i -ta komponenta vektora naprezanja na ds
T_x, T_y, T_z	translacijski pomaci oko osi x , y i z
T_z	nulti valni period
t	debljina opločenja
t'	linearno smanjenje debljine opločenja
U	omjer zatvaranja pukotine
U_i	i -ta komponenta vektora pomaka
u_x	polje pomaka u smjeru osi x
u_y	polje pomaka u smjeru osi y
v	pomak okomit na ravninu pukotine

v_A	pomak u točki A
v_B	pomak u točki B
W	moment otpora presjeka
W	gustoća deformacijske energije
x_c	duljina ligamenta kod metode sila u čvorovima
X_B	dubina penetracije oštećenja
X_D	lokacija oštećenja po visini
$Y(a)$	geometrijska funkcija
y	uzdužna os poprečnog presjeka
y_C	koordinata kritičnog elementa na glavnoj palubi broda
y_G	koordinata težišta oštećenog poprečnog presjeka
z	vertikalna os poprečnog presjeka
z_C	koordinata kritičnog elementa na glavnoj palubi broda
z_G	koordinata težišta oštećenog poprečnog presjeka
α, β	interakcijski koeficijenti
β	kut nailaska valova
Γ	kontura oko vrha pukotine
Γ_I	konturna krivulja I
Γ_{II}	konturna krivulja II
γ_R	parcijalni faktor sigurnosti graničnog momenta savijanja neoštećenog broda,
γ_s	parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na mirnoj vodi
γ_{sD}	parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na mirnoj vodi (oštećeni brod)
γ_w	parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na valovima
γ_{wD}	parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na valovima (oštećeni brod)
$\Delta\epsilon_{loc}$	raspon lokalnih nelinearnih deformacija
$\Delta\sigma_{HS}$	raspon žarišnog naprezanja (eng. hot-spot stress range)
$\Delta\sigma_{loc}$	raspon lokalnih nelinearnih naprezanja
$\Delta\sigma_n$	raspon nominalnog naprezanja

ε'_f	koeficijent cikličkih deformacija (eng. fatigue ductility coefficient)
θ	polarna koordinata s ishodištem u vrhu pukotine
θ	kut zavora, izraz (2.46)
α	konstanta za ravninsku deformaciju/naprezanje
α	Smith-ov korekcijski faktor, izraz (3.1)
λ	omjer duljine pukotine i širine ploče
λ	konstanta materijala
ν	Poissonov faktor
ρ	prosječna gustoća morske vode
σ'_f	koeficijent dinamičke čvrstoće (eng. fatigue strength coefficient)
σ_m	lokalno srednje naprezanje na zavaru (eng. mean stress)
σ_{min}	minimalno nominalno naprezanje
σ_{max}	maksimalno nominalno naprezanje
σ_{res}	zaostalo naprezanje
σ_x	normalno naprezanje u smjeru osi x
σ_y	normalno naprezanje u smjeru osi y
σ_z	normalno naprezanje u smjeru osi z
$\sigma(x)$	raspodjela naprezanja na mjestu pukotine
τ_{xy}	smično naprezanje u ravnini yx
τ_{xz}	smično naprezanje u ravnini xz
τ_{yz}	smično naprezanje u ravnini yz
Φ_M	prijenosna funkcija vertikalnog valnog momenta savijanja
φ	polarna koordinata kod primjene metode pomaka

POPIS KRATICA

ABS	American Bureau of Shipping
BV	Bureau Veritas
CBM	kombinirani moment savijanja (eng. Combined Bending Moment)
CDI	indeks oštećenja uslijed sudara (eng. Collision Damage Index)
CSR	usuglašena IACS pravila (eng. Common Structure Rules)
DNV	Det Norske Veritas
EMSA	European Maritime Safety Agency
EPFM	elasto-plastična mehanika loma (eng. Elastic-Plastic Fracture Mechanics)
FDA	dijagram procjene loma (eng. Failure Assessment Diagram)
FPSO	plutajuća postrojenja za proizvodnju, skladištenje i istovar nafte i plina. (eng. Floating Production Storage and Offloading)
GDI	indeks oštećenja nasukavanjem (eng. Grounding Damage Index)
HB	čvrstoća prema Brinellu (eng. Brinell Hardness)
HBM	horizontalni moment savijanja (eng. Horizontal Bending Moment)
IACS	International Association of Classification Societies
IMO	International Maritime Organization
ISFEM	metoda inteligentnih velikih konačnih elemenata (eng. Intelligent Supersize Finite Element Method)
ISUM	metoda idealiziranih strukturnih jedinica (eng. Idealized Structural Unit Method)
LEFM	linearno elastična mehanika loma (eng. Linear Elastic Fracture Mechanics)
MC	Monte Carlo simulacija
MKE	Metoda Konačnih Elementa
NMKE	nelinearna metoda konačnih elemenata (eng. Non-linear Finite Element Method, NFEM)
PCA	analiza progresivnog kolapsa (eng. Progressive Collapse Analysis)
RAO	operator amplitude odziva (eng. response amplitude operator)
SA	Sjeverni Atlantik (eng. North Atlantic)
SCF	Stress Concentration Factor
SIF	Stress Intensity Factor
SIFR	raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja (eng. Stress Intensity Factor Range)

STDEV	Standard Deviation
TM	torzijski moment (eng. Torsion Moment)
VBM	vertikalni moment savijanja (eng. Vertical Bending Moment)
VWBM	vertikalni valni moment savijanja (eng. Vertical Wave Bending Moment)
X-FEM	proširena metoda konačnih elemenata (eng. Extended Finite Element Method)

POPIS SLIKA

Slika 1.1. Primjer oštećenja i sudara; a) oštećenje na tankeru Mindoro uslijed sudara [5]; b) sudar broda za prijevoz ukapljenog plina Roman i broda za prijevoz trupaca Springbok [6] ...	1
Slika 1.2 Costa Concordia nasukavanje [7]	2
Slika 1.3. Proračun dinamičke izdržljivosti oštećenog brodskog trupa	7
Slika 2.1. Neuber- Ramberg-Osgood aproksimacija dijagrama naprezanje-deformacija	12
Slika 2.2. Otvaranje pukotine pri različitim načinima opterećenja: a) 1. način- odcjepni; b) 2. način- smični; c) 3. način- vijčani	14
Slika 2.3. Definiranje koordinatnog sustava u vrhu pukotine za dvodimenzionalno stanje naprezanja i beskonačnu ploču.....	15
Slika 2.4. Sučeoni zavar tipa K između dva lima nejednake debljine [57].....	22
Slika 2.5. <i>S-N</i> krivulja testiranja uzorka (slučaj $R=0$) [57]	24
Slika 2.6. Model zavarenog uzorka i maksimalno glavno žarišno naprezanje [MPa]	25
Slika 2.7. Usporedba rezultata broja ciklusa do inicijacije N_i i propagacije pukotine N_P s eksperimentalnim rezultatima	26
Slika 2.8. Rezultati optimizacije parametara C , m i a_0	27
Slika 2.9. Period propagacije pukotine bez utjecaja zaostalih naprezanja za $R=0$, $R=-1$ i $R=-3$	29
Slika 2.10. Pukotine u ploči konačne širine; a) središnja pukotina; b) jednostrana pukotina; c) dvostrana pukotina	31
Slika 2.11. Jednostrana pukotina u ploči konačne širine; a) opterećenje momentima na savijanje; b) opterećenje silama	32
Slika 2.12. Polu-beskonačna ploča.....	32
Slika 2.13. Shematski prikaz superpozicije koeficijenta intenzivnosti naprezanja za slučaj jednostrane pukotine pod složenim opterećenjem na vlak i savijanje	33
Slika 2.14 Linearna raspodjela opterećenja duž pretpostavljene linije propagacije pukotine [25]	35
Slika 2.15 Usporedba rezultata za koeficijent intenzivnosti naprezanja dobivenih analitički i metodom težinskih koeficijenata (MTK) (slučaj neukrepljenog panela bez pukotine) i jednoliko raspoređenoga opterećenja	36
Slika 2.16. Usporedba rezultata za koeficijent intenzivnosti naprezanja dobivenih analitički i metodom težinskih koeficijenata (MTK) (slučaj neukrepljenog panela bez pukotine) i linearno raspoređenoga opterećenja	36

Slika 2.17. a) Predložena metoda za linearnu raspodjelu debljine opločenja s obzirom na visinu; b) Linearna raspodjela naprezanja u slučaju primjene predložene metode [25]	37
Slika 2.18. Kvalitativna usporedba rezultata dobivenih pomoću predložene metode linearne distribucije debljine i rezultata dobivenih pomoću analitičke metode za panel s integriranim ukrepama	38
Slika 2.19. a) Trokutasti element višeg reda s međučvorovima (6 čvorova) (eng. parabolic triangle element); b) Četverokutni element višeg reda s međučvorovima (8 čvorova) (eng. parabolic quad element)	39
Slika 2.20. a) Četverokutni element višeg reda; pomicanje međučvorova 5 i 6 na 1/4 udaljenosti od vrha pukotine u čvoru 1; b) Trokutasti element višeg reda; pomicanje međučvorova 4 i 6 na 1/4 udaljenosti od vrha pukotine u čvoru 1	39
Slika 2.21. Trokutasti element višeg reda pri vršku pukotine s pomaknutim čvorovima na 1/4 ukupne duljine elementa.....	40
Slika 2.22. Model neukrepljene polu-beskonačne ploče opterećena silom u čvorovima i raspodjela nominalnih naprezanja [MPa]: a) pukotina na rubu; b) centralna pukotina	42
Slika 2.23. Usporedba normaliziranih vrijednosti K_I dobivenih analitički metodom (model polu-beskonačne neukrepljene ploče)	43
Slika 2.24. Lokalni koordinatni sustav za ortotropno tijelo s pukotinom	43
Slika 2.25. Definiranje udaljenosti x_c pomoću mreže KE sastavljene pomoću 8-čvornih (gore) i 4-čvornih elemenata (dolje) [63].....	45
Slika 2.26. Konture Γ_I i Γ_{II} koje okružuju vrh pukotine.....	46
Slika 3.1. a) Raspodjela debljina strukturnih elemenata na neoštećenom modelu; b) mreža KE po modelu; c) debljina strukturnih elemenata na glavnom okviru [65]	50
Slika 3.2 Rubni uvjeti [65]	51
Slika 3.3. Model neoštećenog broda s raspodjelom nominalnog naprezanja [MPa] po glavnoj palubi[65]	52
Slika 3.4. a) Model oštećenog dijela broda konačnim elementima s visinom oštećenja 40% visine broda (oštećenje samo vanjske oplata) i pripadnim detaljem A „kutijastog“ oštećenja; b) 2D model s istaknutim „kutijastim“ oštećenjem u programu MARS [65]	54
Slika 3.5 a) Model oštećenog dijela broda s visinom oštećenja 40% visine broda (oštećenje vanjske i unutarnje oplata) i pripadni detalj A „kutijastog“ oštećenja; b) 2D model s istaknutim „kutijastim“ oštećenjem u programu MARS [65].....	55
Slika 3.6. Simulacija realnog sudara i brisanje oštećenih elemenata za scenarij oštećenja br. 11 (Tablica A-1): a) pogled bočno; b) pogled u izometriji [71].....	57

Slika 3.7. 3D hidrodinamički panel model: a) neoštećeni brod; b) brod s oštećenjem [85]	59
Slika 3.8. Raspodjela vjerojatnosti premašivanja vertikalnog valnog momenta savijanja, tipično sudarno okruženje [87].....	62
Slika 3.9. Raspodjela vjerojatnosti premašivanja vertikalnog valnog momenta savijanja, SA [87]	63
Slika 3.10. Scenarij oštećenja br. 11 (vidjeti Tablicu A-2) na oštećenom modelu: a) detalj lokacije žarišnog naprezanja prije usitnjavanja mreže; b) detalj lokacije žarišnog naprezanja nakon usitnjavanja mreže KE.....	67
Slika 3.11. Histogram akumuliranog oštećenja (D_I) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za stanje mora tipičnog sudarnog okruženja i period tegljenja od 7 dana	68
Slika 3.12. Histogram akumuliranog oštećenja (D_I) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za stanje mora SA i period tegljenja od 7 dana.....	70
Slika 3.13. Histogram akumuliranog oštećenja (D_I) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za zadano stanje mora i period tegljenja od 14 dana.....	71
Slika 3.14. Histogram normalne razdiobe SCF-a.....	72
Slika 3.15. Histogram akumuliranog oštećenja (D_I) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za period tegljenja 7 dana i SCF generiran pomoću normalne razdiobe.....	73
Slika 3.16. Histogram niskocikličkog akumuliranog oštećenja D_I za područje mora 16 ostvareno unutar 5000 simulacija i 96 sati ($\beta=180^\circ$)	75
Slika 3.17. Niskocikličko akumulirano oštećenje D_I s vjerojatnošću premašivanja od 1% za sva stanja mora.....	75
Slika 3.18. Niskocikličko akumulirano oštećenje D_I s vjerojatnošću premašivanja od 1% za sva stanja mora; varijacija nultog valnog perioda za svako pojedino stanje mora i konstantni kut nailaska valova u pramac ($\beta=180^\circ$).....	76
Slika 3.19. Niskocikličko akumulirano oštećenje D_I s vjerojatnošću premašivanja od 1% za sva stanja mora ; varijacija nultog valnog perioda za svako pojedino stanje mora i konstantni kut nailaska valova u pramčani kvartil ($\beta=135^\circ$)	76
Slika 3.20. Dijagram procjene loma uslijed dinamičkih naprezanja (FAD)	79
Slika 3.21. Model oštećenog broda: a) pretpostavljena lokacija pukotine; b) pogled odozdo na liniju propagacije pukotine između dva uzdužnjaka	80
Slika 3.22. Model pukotine do prvog uzdužnjaka.....	81
Slika 3.23. Model pukotine do drugog uzdužnjaka.....	81
Slika 3.24. Geometrijska funkcija Y	82
Slika 3.25. Dijagram toka proračuna propagacije pukotine	84

Slika 3.26. Histogram propagacije pukotine do pukotine konačne veličine za slučaj inicijalne pukotine $a_0=1$ mm, period tegljenja od 7 dana; a) zadano stanje mora; b) SA.....	85
Slika 3.27. Histogram prirasta pukotine do pukotine konačne veličine za slučaj inicijalne pukotine $a_0=10$ mm, period tegljenja od 7 dana; a) zadano stanje mora; b) SA.....	86
Slika 3.28. Histogram prirasta pukotine do konačne veličine za slučaj $a_0=10$ mm, 14 dana tegljenja i $K_{mat}=40$ [MPa·m ^{0.5}]; a) zadano stanje mora; b) SA	90
Slika 4.1. Brodski trup na valovima.....	91
Slika 4.2. Poprečni presjek broskog trupa s koordinatnim sustavom koji je smješten u težištu presjeka i osnovnim opterećenjima	92
Slika 4.3. Brod za prijevoz kontejnera za vrijeme loših vremenskih prilika: a) brod je na valnom brijegu u stanju pregiba; b) broda između dva valna brijega, pramac i krma su u pregibu dok je paralelni srednjak u stanju progiba[96].....	93
Slika 4.4 Pukotina preko palube tankera Castor[118].....	100
Slika 4.5. Model oštećenog broda s pukotinom na glavnoj palubi (MARS)	102

POPIS TABLICA

Tablica 2.1. Osnovne značajke testiranog uzorka [57]	23
Tablica 2.2. Distorzija uzorka [57].....	23
Tablica 2.3 Rezultati testiranja uzorka na dinamičku izdržljivost (slučaj $R=0$) [57].....	24
Tablica 2.4. Inicijalni parametri Parisove jednadžbe	26
Tablica 2.5. Optimizacijske krivulje	27
Tablica 2.6. Pozitivni dio ciklusa u rasponu naprezanja za slučaj $R=0$, $R=-1$ i $R=-3$	28
Tablica 3.1. Osnovne značajke broda klase Aframax	49
Tablica 3.2. Karakteristike cikličkog naprezanja-deformacije za osnovni materijal S235 (meki čelik) [50] (uvjeti na zraku).....	67
Tablica 3.3. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za zadano stanje mora i period tegljenja od 7 dana.....	68
Tablica 3.4. Značajke materijala korištene za parametarsku analizu	69
Tablica 3.5. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za SA i period tegljenja od 7 dana.....	70
Tablica 3.6. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za zadano stanje mora i period tegljenja od 14 dana.....	71
Tablica 3.7. Srednja vrijednost, standardna devijacije i koeficijent varijacije za SCF	72
Tablica 3.8. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za period tegljenja od 7 dana i SCF generiran pomoću normalne razdiobe	73
Tablica 3.9. Značajna valna visina (H_s) pojedinog stanja mora s pripadnim prosječnim nultim valnim periodom (T_z) u području mora 16 [94]	74
Tablica 3.10. Karakteristični parametri scenarija sudara	79
Tablica 3.11. Parametri za bazni slučaj.....	85
Tablica 3.12. Srednja vrijednost i standardna devijacija prirasta pukotine Δa za period tegljenja od 7 dana.....	86
Tablica 3.13. Vrijednosti parametara za parametarsku analizu	87
Tablica 3.14. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=1$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 7 dana	88
Tablica 3.15. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=10$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 7 dana	88
Tablica 3.16. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=1$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 14 dana	89

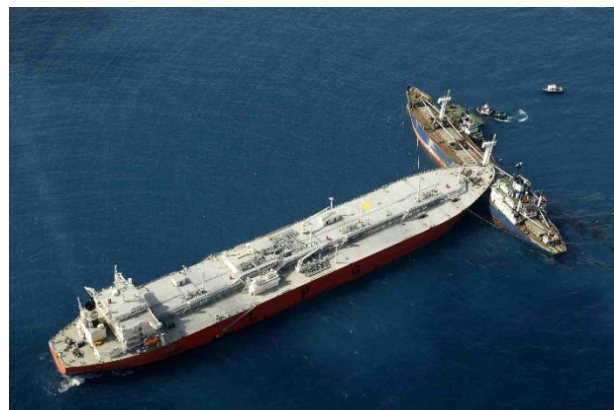
Tablica 3.17. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=10$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 14 dana	89
Tablica 4.1. Preostala granična čvrstoća s rotacijom neutralne osi i bez rotacije neutralne osi (CASE 2).....	102

1. Uvod

Povećanje broja brodova u svjetskoj floti neminovno za sobom nosi porast od rizika sudara i nasukavanja [1]. Istraživanje [2] o broju pomorskih nesreća u kategoriji tankera srednje veličine izdvaja dva vodeća uzroka: sudar i nasukavanje. To je potvrđeno i u istraživanju EMSA (European Maritime Safety Agency) [3] gdje su kao glavni uzroci najvećeg broj nesreća navedeni sudar (26,2%) i nasukavanje (12,9%). Među najpoznatijim primjerima nesreća zadnjih godina su: sudar tankera Mindoro i broda za prijevoz kontejnera Cypriot (2010) (Slika 1.1, a), sudar broda za prijevoz ukapljenog plina Roman i broda za prijevoz trupaca Springbok (2003) (Slika 1.1, b), nasukavanje Costa Concordia (2012) (Slika 1.2) i dr. Posljedice velikih pomorskih nesreća nerijetko se mjere ne samo u devastirajućim ekonomskim i ekološkim posljedicama, uslijed istjecanja tereta i goriva nego i u ljudskim žrtvama [4]. Nakon svakog takvog incidenta, potrebno je poduzeti brze i primjerene korake da se te posljedice svedu na minimum ili u potpunosti spriječe.



a)



b)

Slika 1.1. Primjer oštećenja i sudara; a) oštećenje na tankeru Mindoro uslijed sudara [5]; b) sudar broda za prijevoz ukapljenog plina Roman i broda za prijevoz trupaca Springbok [6]



Slika 1.2 Costa Concordia nasukavanje [7]

Jedna od posljedica oštećenja jest moguće istjecanje tereta ili goriva, te posljedično onečišćenje okoliša, ukoliko je ugrožena nepropusnost tankova. Nastala oštećenja smanjuju krutost trupa i mogu ugroziti čvrstoću broskog trupa. Navedeni problemi doveli su do toga da se u analizi rizika pomorskog prometa u obzir uzima oštećenje (veličina, oblik) i preostala čvrstoća oštećenog broskog trupa. Problem također predstavlja i naplavljivanje pojedinih oštećenih brodskih odjeljaka, što u konačnici može rezultirati značajnim povećanjem ukupnog opterećenja broda na mirnoj vodi. Većina novijih istraživanja usmjerena je na proračun preostale čvrstoće oštećene konstrukcije uslijed vertikalnog momenta savijanja i to za oštećenja na području polovice duljine broda. Početno je u tim istraživanjima veličina oštećenja bila definirana deterministički [8][9]. Oštećenje je bilo idealiziranog „kutijastog“ oblika, dok je veličina oštećenja bila izražena kao postotak zahvaćenosti dvoboka broda s obzirom na visinu broda u slučaju sudara, odnosno dvodna broda obzirom na širinu u slučaju nasukavanja. Ovako pojednostavljeno definiranje oštećenja je manjkavo zbog prirode samog događaja. Sudar i nasukavanje su nepredvidivi procesi popraćeni s mnogo nesigurnosti, što sugerira primjenu probabilističkoga pristupa za definiranje oštećenja. Noviji radovi, npr. [10] primjenjuju analize pouzdanosti oštećene brodske konstrukcije, gdje se uzimaju u obzir i raspodjela opterećenja na mirnoj vodi i preostala čvrstoća na savijanje kao slučajne varijable u jednadžbi graničnoga stanja. Funkcija gustoće vjerojatnosti „kutijastog“ oštećenja definirana je prema pravilima organizacije IMO (eng. International Maritime Organization) [11]. Zaključeno je da u usporedbi s preostalom čvrstoćom oštećenoga broda, puno veći utjecaj na pouzdanost oštećene konstrukcije ima povećanje opterećenja na mirnoj vodi uslijed naplavljivanja, što je u suprotnosti s trenutnim propisima i pravilima koja daju prioritet proračunu preostale čvrstoće oštećene konstrukcije. Pregled dostupnih metoda za računanje granične uzdužne čvrstoće broskog trupa uslijed korozijske degradacije i iznenadnih oštećenja od sudara i nasukavanja

je prikazan u [12]. Zaključeno je da je potrebno više istraživanja u području utjecaja korozijske degradacije na čvrstoću trupa, kao i istraživanja u području oštećenih brodova koji su izloženi vremenski promjenjivom opterećenju.

U [13] je razmatrana pouzdanost oštećene brodske konstrukcije, gdje je oštećenje modelirano na način da približno geometrijski odgovara realnom oštećenju, a dobiveni rezultati su uspoređeni s onima za idealizirano „kutijasto“ oštećenje. Rezultati zaostale čvrstoće uslijed „kutijastoga“ oštećenja su konzervativni jer su tako idealizirana oštećenja prvenstveno namijenjena za proračun stabiliteta oštećenog broda, a ne za provjeru čvrstoće konstrukcije trupa. Isto tako, zaključeno je da valno opterećenje može imati veliki utjecaj na pouzdanost oštećene brodske konstrukcije.

Gotovo sva klasifikacijska društva danas razvijaju programsku podršku i pružaju konzultantske usluge 24/7 brze procjene štete izazvane pomorskim nesrećama. Glavni zadatak ovih računalnih alata jest dostavljanje informacija potrebnih za sigurnu operaciju tegljenja i stabilizacije broda nakon nesreće uz sprečavanje istjecanja goriva. Pomoću navedenih alata moguće je napraviti proračun preostale uzdužne čvrstoće trupa kao i predložiti rutu broda do najbliže luke spasa [14].

U analizama sigurnosti oštećenoga broskog trupa te u programima koja koriste klasifikacijska društva najčešće se pretpostavlja da je oštećenje nepromjenjivo u vremenu [15][16], dok je mogućnost propagacija pukotine kao posljedice oštećenja za vrijeme operacije tegljenja tema razmatranja tek nekih novijih radova [17][18]. U tim se radovima konceptualno pokušava definirati metodologija pogodna za računanje preostale uzdužne čvrstoće oštećenoga broda na način da se u obzir uzima povećavanje oštećenja za vrijeme tegljenja broda [19]. Fizikalna osnova problema propagacije oštećenja je donekle slična problematici propagacije velike pukotine kroz brodsku konstrukciju [20].

Pojednostavljena metoda za proučavanje propagacije oštećenja prilikom tegljenja, nakon sudara ili nasukavanja, predložena je u [21]. Rezultati su pokazali da bi oštećen brod, prije nego što dođe do napredovanja pukotine do kritične duljine, izdržao period tegljenja od 7 dana. Treba napomenuti da su korišteni vrlo pojednostavljeni parametri oštećenja i propagacije te se rezultati analize ne mogu smatrati vjerodostojnima već samo kao podloga za daljnja istraživanja.

Prije same analize propagacije oštećenja, potrebno je definirati odgovarajuću metodu za računanje propagacije pukotine kroz ukrepljeni panel, osnovni građevni element brodske konstrukcije. Najvažniji parametar u analizi propagacije pukotine jest koeficijent intenzivnosti naprezanja (eng. Stress Intensity Factor, SIF). Za računanje SIF-a mogu se koristiti neke od analitičkih, numeričkih ili eksperimentalnih metoda. Metodom konačnih elemenata (MKE) može se modelirati singularitet na vrhu pukotine kompleksnih strukturnih detalja, ali je bitno koristiti mrežu odgovarajuće finoće i paziti na vrstu i oblik konačnih elemenata (KE) u blizini vrha pukotine. Na temelju rezultata MKE u radu [22] proračun SIF-a je izvršen pomoću tri metode: metode ekstrapolacije pomaka i naprezanja, metode pomaka čvorova i J -integral metode. Svaka od spomenutih metoda nastoji povezati značajku SIF-a vrha pukotine s nekom od fizikalnih značajki npr. pomak, sila, naprezanje ili energija. Metoda J -integrala je u toj komparativnoj analizi dala najbolje rezultate, a ujedno je i najčešće korištena metoda u inženjerskoj praksi. Metoda težinskih koeficijenata ili Shen-Glinka metoda također se koristi za brzo računanje SIF-a kao integrala umnoška težinske funkcije i raspodjele naprezanja duž pretpostavljene linije pukotine [23][24][25]. Za jednostavne primjere opterećenja, metoda težinskih koeficijenata daje jako dobre rezultate [23]. Novija literatura predlaže proširenu MKE (eng. Extended Finite Element Method, X-FEM) [26][27] koja je ugrađena i u programski paket ABAQUS. Potencijal ove metode je prvenstveno u računanju rasta pukotine kod složenih konstrukcijskih problema i u činjenici da se linija pukotine i mreža KE ne moraju poklapati. Alternativni pristup računanja SIF-a predstavljen je radu [28]. Pristup se temelji na kombinaciji peridinamičke teorije, pomoću koje se računa polje pomaka oko površine pukotine i metode ekstrapolacije pomaka za proračun SIF-a. Rezultati rada [28] uspoređeni su s analitičkim i rezultatima MKE, te je na temelju vrlo dobrog slaganja rezultata zaključeno da bi se predloženi pristup mogao koristiti kao alternativni način proračuna SIF-a. Iako su prvotni rezultati obećavajući, metoda je još uvijek nedovoljno istražena.

Za proračun brzine rasta pukotine najčešće se koristi Parisova jednadžba. Većina radova vezanih uz propagaciju pukotine pokriva područje neukrepljenih limova, dok su analize propagacije pukotine kroz ukrepljeni panel relativno rijetke. Eksperiment [29] na ukrepljenom panelu podvrgnutom cikličkim naprezanjima, pokazao je da je propagacija pukotine osjetljiva na zaostalo naprezanje i parametre Parisove jednadžbe, te da ukrepe usporavaju rast pukotine u odnosu na rast pukotine u neukrepljenom limu.

Dodatni problem prilikom razmatranja propagacije pukotine na oštećenoj brodskoj konstrukciji predstavlja nepravilni oblik oštećenja kao i moguće postojanje dodatnih manjih pukotina po

čitavom opsegu oštećenja. Pod djelovanjem opterećenja, manje pukotine se mogu spojiti u veću pukotinu te propagirati i narušiti cjelovitost strukture. Pokazano je da spajanje pukotina može ubrzati rast pukotine za 50% [30]. Eksperiment na temu propagacije višestrukih pukotina [31] pokazao je veliku razliku u brzini propagacije pukotine između uzorka panela s jednom i s više pukotina. Istraživanje [32] koristi probabilistički pristup za procjenu pouzdanosti propagacije pukotine inicirane u zavarenim spojevima ukrepljenih panela brodske konstrukcije. Višestruke pukotine i probabilističke metode su analizirane i u [33]. Predloženom se procedurom uzima u obzir postojanje korelacije između napredovanja pojedinih pukotina. Model se može koristiti za analizu propagacije pukotine i pogodan je za procjenu pouzdanosti ukrepljenoga panela s višestrukim pukotinama. Dosadašnja istraživanja dinamičke izdržljivosti materijala realnih brodskih konstrukcija usmjerena su na propagaciju malih pukotina, posebice na zavarenim spojevima uzdužnjaka i ukrepa. U radu [34] predlaže se niz izraza za računanje dinamičke izdržljivosti pukotine nastale u korijenu zavara. U postojećim propisima klasifikacijskih društava [35] se mogu naći smjernice koje služe isključivo za proračun dinamičke izdržljivosti i propagaciju malih pukotina.

Pretpostavka koja se koristi u ovom radu je da pukotina na obodu oštećenja izazvanog sudarom ili nasukavanjem može uslijed fluktuirajućeg valnog opterećenja propagirati na sličan način kao pukotina od zamora materijala¹. Takvu je propagaciju ponajprije važno uzeti u obzir kod oštećene brodske palube ili ukrepljenog panela broskog dvodna jer veliko oštećenje palube ili dna znatno smanjuje uzdužnu čvrstoću broda.

Oštećenje koje nastaje zamorom materijala nije ograničeno samo na veliki broj ciklusa malih amplituda. Prilikom proračuna treba se u obzir uzeti i dinamička izdržljivost koja je posljedica malog broja ciklusa s velikim amplitudama naprezanja, tzv. niskociklički zamor. Do njega može doći uslijed ukrcaja/iskrcaja tereta ili olujnog nevremena koje može generirati velike valove. Postoje dva načina proračuna niskocikličkog zamora: računanjem raspona lokalnih deformacija i računanjem pseudoelastičnih naprezanja [38]. Metoda lokalnih deformacija definira deformacije i naprezanja na visoko napregnutim mikro lokacijama kao funkciju globalne deformacije i naprezanja strukturnih detalja [39]. U [40] je predstavljena metoda proračuna dinamičke izdržljivosti zavarenih spojeva u području malog broja ciklusa. Metoda

¹ Zamor materijala ili umor materijala je postupno razaranje materijala zbog dugotrajnoga djelovanja dinamičkoga naprezanja [36]. Naprezanje kod kojega materijal može izdržati neograničeno velik broj promjena naziva se dinamička izdržljivost materijala [37].

se temelji na računanju raspona elastičnih pseudo žarišnih naprezanja i krivulje naprezanje-deformacija.

Jedan od izazova prilikom proračuna propagacije pukotine tijekom tegljenja oštećenog broda predstavlja valno opterećenje koje je inherentno slučajan proces. Za opisivanje fluktuirajućeg valnog opterećenja koriste se spektralne metode [41], a karakteristika tako definiranog opterećenja je da mu je vremenska povijest nepredvidiva. Budući da je poznato da propagacija pukotine ovisi o vremenskoj povijesti opterećenja, jasno je da su potrebne brojne simulacije mogućih realizacija slučajnog procesa, kako bi se dobili rezultati sa zadovoljavajućom pouzdanosti [42].

Kako je već spomenuto, oštećenja izazvana pomorskim nesrećama su nepredvidivog i nepravilnog oblika i pretjerana simplifikacija istih bi dala nerealne rezultate pri analizi dinamičke izdržljivosti. Što realnije modeliranje oštećenja je od krucijalne važnosti, jer je poznato da je problem dinamičke izdržljivosti i propagacije pukotine ovisan o koncentracijama naprezanja oko detalja. Pregrube aproksimacije nisu prihvatljive za ovakav tip problema. U radu [43] je opisan postupak pojednostavljenog modeliranja oštećenja brodske sekcije i prikazan je proračun granične uzdužne čvrstoće oštećenog broskog trupa.

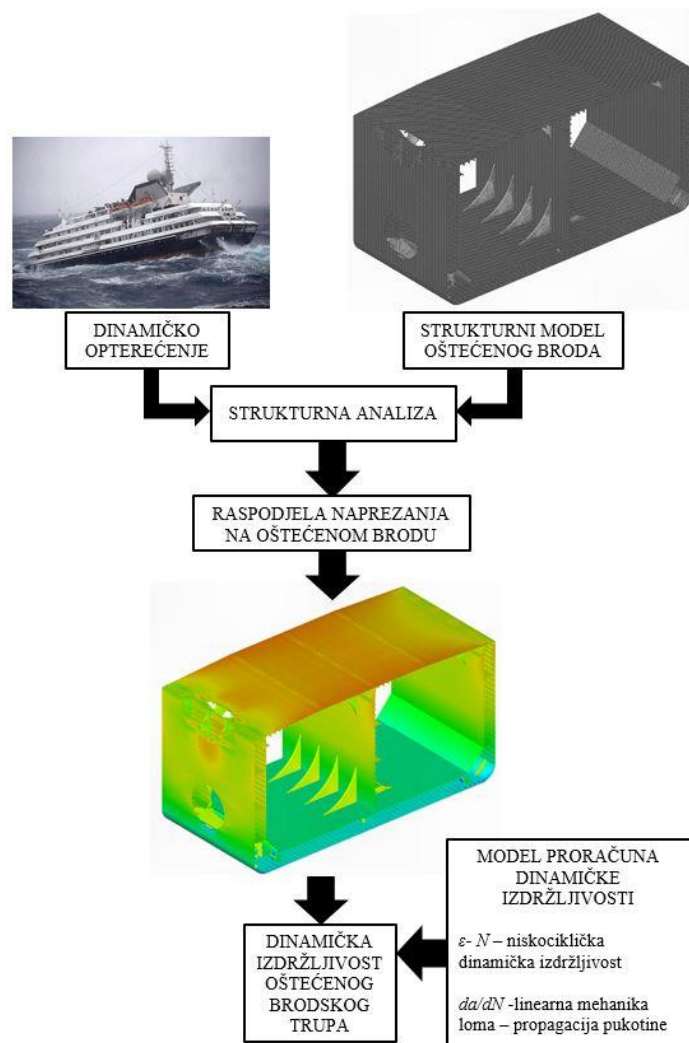
Oblik i veličina oštećenja imaju znatan utjecaj na konačnu brzinu, odnosno prirast, i intenzitet rasta oštećenja. Istraživanje navedenih utjecaja obrađeno je u radu [44] na primjeru ukrepljenoga panela. Rezultati su pokazali da četvrtasti i romboidni oblik imaju veći utjecaj na porast oštećenja i kolaps panela zbog stvaranja koncentracije naprezanja na vrhovima pukotine, u odnosu na eliptični oblik oštećenja.

U [45] su analizirane simulacijske metode za računanje oštećenja izazvanog sudarom brodova. Rezultati pokazuju vrlo dobro slaganje rezultata pojednostavljenih i kompleksnijih metoda za slučaj sudara niske udarne vrijednosti, dok u slučaju sudara visoke udarne vrijednosti, pojednostavljena analiza daje lošije rezultate. Modeliranje nasukavanja je nešto manje zastupljeno u literaturi. Pokus i analiza MKE za više brodova i više slučajeva nasukavanja prikazani su u [46]. Razvijen je izraz koji povezuje veličinu oštećenja i sile potrebne za izazivanje oštećenja nasukavanjem. Primjena MKE u istraživanju oštećenja broda uslijed nasukavanja pokazana je i u [47].

Obzirom na prikazano trenutno stanje u području, cilj istraživanja u ovom radu je postavljen kao unapređenje metode za ocjenu sigurnosti oštećene brodske konstrukcije u teglju, na način

da će se uzeti u obzir mogućnost propagacije oštećenja uslijed djelovanja fluktuirajućeg valnog opterećenja.

Shematski se tema rada može prikazati dijagramom na Slici 1.3:



Slika 1.3. Proračun dinamičke izdržljivosti oštećenog broskog trupa

1.1 Hipoteza

Cilj istraživanja je unapređenje metode za ocjenu sigurnosti oštećene brodske konstrukcije za vrijeme tegljenja, na način da će se uzeti u obzir mogućnost propagacije oštećenja uslijed djelovanja fluktuirajućeg valnog opterećenja.

Hipoteze istraživanja su:

1. Potrebno je i moguće, korištenjem suvremenih metoda strukturne analize i propagacije pukotine, odrediti povećanje inicijalnog oštećenja za vrijeme spašavanja broda.

2. Moguće je dokazati da je metoda težinskih koeficijenata prikladna za rapidnu procjenu propagacije oštećenja.

3. Propagacija oštećenja utječe na rezidualnu čvrstoću brodske konstrukcije i ne smije se zanemariti kod planiranja operacijaspasavanja.

1.2 Sadržaj rada

Rad je osim sadržaja, popisa slika i popisa tablica podijeljen u pet glavnih poglavlja s pripadnim potpoglavljima.

U prvom, uvodnom poglavlju je dan uvod i pregled dosadašnjih istraživanja na temu sigurnosti oštećene brodske konstrukcije za vrijeme teglja. Prikazani su neki recentni slučajevi oštećenja brodskih konstrukcija. Dan je pregled istraživanja vezanih uz modeliranje oblika oštećenja i razmatranje procesa propagacije pukotine pod utjecajem fluktuirajućeg valnog opterećenja. Također je dan i sadržaj rada po poglavljima te je prikazana shema proračunskih postupaka korištenih u radu.

Okosnicu drugog poglavlja čini opis metode za modeliranje dinamičke izdržljivosti konstrukcijskih detalja u dvije faze, tj. faza inicijacije i faze propagacije pukotine. Definirani su osnovni izrazi i parametri koji se koriste u takvoj analizi. Dan je usporedni kritički pregled metoda za računanje SIF-a, osnovnog parametra u analizi propagacije pukotine. Cilj je bio pronaći metodu određivanja SIF-a koja zadovoljava kriterije točnosti i brzine, koji su od presudne važnosti kod analize propagacije pukotine u oštećenoj brodskoj konstrukciji za vrijeme trajanja teglja, kad je potrebno brzo donošenje odluka. U tom je poglavlju prikazana i ogledna analiza dinamičke izdržljivosti zavarenoga konstrukcijskog detalja u dvije faze, koja je uspoređena s dostupnim eksperimentalnim rezultatima. Na osnovi eksperimentalnih rezultata pokušalo se optimirati parametre obje navedene faze dinamičke izdržljivosti i staviti ih u relativni odnos. Također je postupak proširen i na analizu utjecaja omjera naprezanja na dinamičku izdržljivost te je dan osvrt i na utjecaj zaostalih naprezanja koja su posljedica tehnologije zavarivanja.

U trećem poglavlju rada analizirana je dinamička izdržljivost brodske konstrukciju s „približno realnim“ oblikom oštećenja uslijed sudara, na primjeru tankera za prijevoz sirove nafte. Opisane su mogućnosti modeliranja oštećenja: 3D „kutijasto“ oštećenje, 2D „kutijasto“ oštećenje, „pojednostavljeno realno“ oštećenje i „realno“ oštećenje. Osim toga, dan je pregled dostupnih metoda za definiranje valnog opterećenja oštećene brodske konstrukcije. Potom su definirana

valna opterećenja na oštećeni brod pomoću polu-analitičkih izraza i vjerojatnosnih metoda kratkoročnih i dugoročnih prognoza valnih opterećenja. Valna opterećenja su određena za slučaj tipičnih geografskih područja gdje se događaju sudari i nasukavanja brodova, te za slučaj pomorske nesreće u Sjevernom Atlantiku. U ovom poglavlju je opisan i središnji dio istraživanja disertacije, tj. primjena razvijene metodologije određivanja dinamičke izdržljivosti na „pojednostavljeno realno“ oštećenoj brodskoj konstrukciji i to za slučajeve niskocikličkog zamora i propagacije pukotine. Proračunske procedure implementirane su u programskom jeziku MATLAB R2020b [48].

Tema četvrtog poglavlja je granična čvrstoća oštećenoga trupa. Ovdje je dan pregled metoda za proračun granične čvrstoće s osvrtom na najčešće korištene metode. Opisan je postupak kako bi se mogao uzeti u obzir utjecaj pukotine na preostalu uzdužnu čvrstoću broskog trupa, za slučaj da pukotina ipak propagira u tolikoj mjeri da utječe na globalnu čvrstoću.

U petom poglavlju su prikazani zaključci do kojih se došlo tijekom istraživanja te su navedeni ostvareni znanstveni doprinosi.

2. Modeliranje dinamičke izdržljivosti

Za proračun dinamičke izdržljivosti može se primijeniti jedan od četiri osnovna modela [49]:

- a) $S-N$ pristup- model temeljen na korelaciji između nominalnog naprezanja i lokalnih značajki dinamičke izdržljivosti elemenata sa i bez zareza. (definiran između 1850 i 1870)
- b) $\varepsilon-N$ - model temeljen na lokalnim deformacijama pri vrhu pukotine. Moguće je koristiti analitičke izraze za računanje lokalnih deformacija iz globalnog ili nominalnog naprezanja. (definiran 1960)
- c) $da/dN-\Delta K$ - model propagacije pukotine uslijed zamora materijala koji zahtjeva korištenje mehanike loma i integraciju pripadajuće jednadžbe s ciljem dobivanja ukupnog broja ciklusa od neke duljine pukotine do konačne. (definiran 1960)
- d) Dvofazni model koji je kombinacija modela b) i c) i obuhvaća čitav proces od inicijacije do propagacije pukotine. (definiran 1990)

Razlog zbog kojeg se proračun dinamičke izdržljivosti dugo temeljio na $S-N$ pristupu jest posljedica nepotpunog razumijevanja fizikalne osnove procesa dinamičke izdržljivosti. $S-N$ pristup se temelji na jednostavnim pretpostavkama i statističkim analizama dinamičke izdržljivosti, ne uzimajući u obzir proces sam po sebi. Pristup prvenstveno nije prilagođen slučajevima kada je pukotina otkrivena i kad se želi procijeniti koliko je još vremena potrebno da dostigne svoju kritičnu veličinu [42].

Kod $\varepsilon-N$ modela zamor materijala se računa direktno iz lokalnog naprezanja. Zbog te karakteristike naziva se model lokalnih deformacija. Danas je u širokoj uporabi, najčešće kod elementa koji imaju neki oblik diskontinuiteta u geometriji poput zareza, jer deformacija materijala pri vrhu zareza često nije elastična i dolazi do pojave plastične deformacije, pa je zamor materijala najlakše opisati pomoću deformacije. Primjena $\varepsilon-N$ modela podrazumijeva dva koraka. Prvi korak je proračun lokanih naprezanja i deformacija, na temelju kojih se onda u drugom koraku računa zamor materijala tj. dinamička izdržljivost.

Pristup mehanike loma omogućava modeliranje procesa rasta pukotine u cijelosti, tj. od vrlo male inicijalne pukotine do pukotine kritične veličine koja može dovesti do kolapsa. Zbog ovog svojstva, mehanika loma je postala općeprihvaćeni pristup u slučajevima gdje je pukotina

prisutna (otkrivena) i kao alat prilikom planiranja inspekcije konstrukcije. Mehanika loma je prihvaćena i od strane klasifikacijskih društava [35] kao alternativa $S-N$ pristupu.

Dvofazni model objedinjuje $\varepsilon-N$ model za računanje broja ciklusa do iniciranja pukotine i model $da/dN-AK$ čijom integracijom se dobije konačna veličina pukotine i broj ciklusa do loma. Dinamička izdržljivost je zbroj ukupnog broja ciklusa dobivenog $\varepsilon-N$ modelom i broja ciklusa dobivenog $da/dN-AK$ modelom.

U okviru ovog rada koriste se proračunski elementi dvofaznog modela, pa je iz tog razloga u nastavku dan opis ovakvog pristupa analizi zamora. U kontekstu određivanja dinamičke izdržljivosti oštećene brodske konstrukcije, dvije faze predstavljaju dva različita granična stanja konstrukcije, koja nisu nužno povezana. Niskociklički zamor može dovesti do pojave značajnih inicijalnih pukotina po obodu otvora oštećenja uslijed visokih koncentracija naprezanja i time do široke zone plastifikacije, te je u ovom radu razmatran kao zasebno granično stanje [50]. Inicijalna pukotina može nastati po rubu oštećenog područja, uslijed sudara ili nasukavanja, dok propagacija te pukotine može dovesti do nestabilnog rasta pukotine i gubitka preostale čvrstoće oštećenoga trupa.

2.1 Analiza dinamičke izdržljivosti u dvije faze

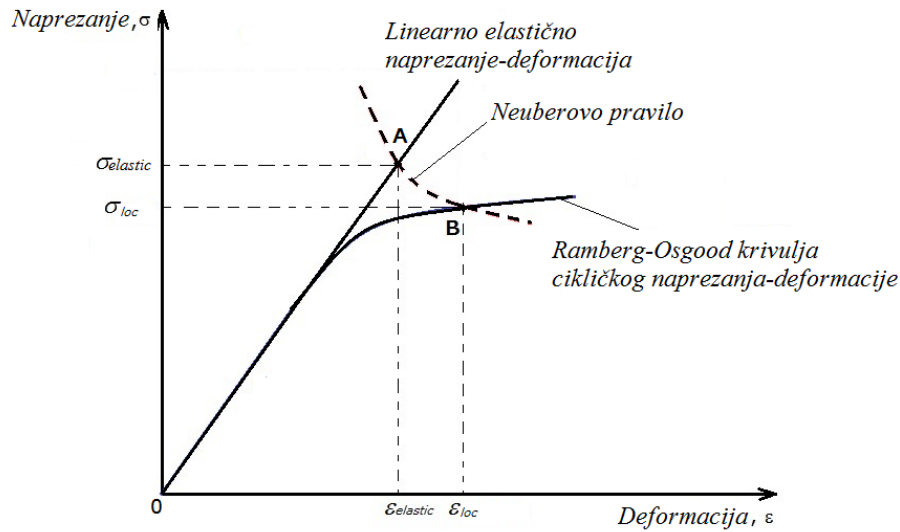
Općenito jednačba za procjenu dinamičke izdržljivosti temeljena na dvofaznom modelu glasi [51]:

$$N_t = N_i + N_p, \quad (2.1)$$

gdje je N_i broj ciklusa do inicijacije temeljen na modelu b) i N_p period propagacije pukotine, temeljen na modelu c).

2.1.1 Inicijacija pukotine

Za računanje broja ciklusa do inicijacije pukotine koristi se pristup lokalnog naprezanja-deformacija. Slika 2.1 grafički opisuje način računanja. Prikazane su tri linije: ravna puna linija prikazuje odnos idealno elastičnog naprezanja-deformacije, isprekidana linija (hiperbola) opisuje Neuberovo pravilo dok zakrivljena (puna) linija predstavlja Ramberg –Osgood odnos cikličkog naprezanja-deformacije.



Slika 2.1. Neuber- Ramberg-Osgood aproksimacija dijagrama naprezanje-deformacija

Pilikom inicijacije pukotine javljaju se plastične deformacije i primjenjena naprezanja su često viša od granice tečenja materijala. Da bi se izbjegla nelinearna analiza, lokalne deformacije računaju se primjenom Neuberovog pravila koje počiva na pretpostavci da je umnožak naprezanja i deformacija u elastičnom području i umnožak stvarnog naprezanja i deformacija konstantan.

Raspon lokalnih nelinearnih deformacija, $\Delta\varepsilon_{loc}$, računa se kombinacijom Neuberovog pravila [52],

$$\Delta\varepsilon_{loc}\Delta\sigma_{loc} = \frac{(\Delta\sigma_n \cdot SCF)^2}{E}, \quad (2.2)$$

i Ramberg-Osgood jednadžbe,

$$\Delta\varepsilon_{loc} = \frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + 2\Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (2.3)$$

gdje: K' koeficijent cikličkog očvršćivanja (eng. cyclic strength coefficient), a n' je eksponent cikličkog očvršćivanja (eng. strain hardening exponent) [52]. $\Delta\sigma_n$ je raspon nominalnog naprezanja, a SCF (eng. stress concentration factor) je koeficijent koncentracije naprezanja. $\Delta\sigma_{loc}$ je raspon nelinearnih lokalnih naprezanja.

Izjednačavanjem izraza (2.2) i (2.3) dobiva se novi izraz:

$$\frac{(\sigma_n \cdot SCF)^2}{E} = \frac{\sigma_{loc}^2}{E} + \sigma_{loc} \left(\frac{\sigma_{loc}}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (2.4)$$

čije je rješenje ($\Delta\sigma_{loc}$) moguće pronaći iterativnim procesom pomoću npr. Newton-Raphson metode. Pomoću dobivenog $\Delta\sigma_{loc}$ i $\Delta\varepsilon_{loc}$, moguće je primjenom Coffin-Mansonove jednadžbe s Morrowom korekcijom za srednje naprezanje [49]:

$$\frac{\Delta\varepsilon_{loc}}{2} = \frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E} (2N_i)^b + \varepsilon'_f (2N_i)^c, \quad (2.5)$$

izračunati N_i , upotrebljavajući iterativnu proceduru slično kao i u prethodnom slučaju. U izrazu (2.5) σ_m je lokalno srednje naprezanje (eng. mean stress). E je Youngov modul elastičnosti (eng. Young modulus). b je eksponent dinamičke čvrstoće (eng. fatigue strength exponent), a c eksponent cikličkih deformacija (eng. fatigue ductility exponent). σ'_f je koeficijent dinamičke čvrstoće (eng. fatigue strength coefficient), a ε'_f koeficijent cikličkih deformacija (eng. fatigue ductility coefficient)

Ciklički parametri materijala (b , c , σ'_f , ε'_f) iz izraza (2.4) i (2.5) mogu se izračunati različitim aproksimativnim metodama. Često je korištena metoda tvrdoće, koja omogućava aproksimaciju cikličkih karakteristika čelika tvrdoće između 150 i 700 HB [52]:

$$b = -0.1667 \cdot \log \left(2.1 + \frac{917}{S_u} \right), \quad (2.6)$$

$$c = -0.7 < c < -0.5, \quad (2.7)$$

$$n' = \frac{b}{c}, \quad (2.8)$$

pri čemu je S_u granična čvrstoća (eng. ultimate strength) jednaka:

$$S_u = 3.45 \cdot HB, \quad (2.9)$$

a S'_y je ciklička granica tečenja materijala (eng. cyclic yield stress):

$$S'_y = 0.608 \cdot S_u, \quad (2.10)$$

$$K' = S_y \cdot (0.002)^{-n'}, \quad (2.11)$$

$$\sigma'_f = 0.95 \cdot S_u + 370, \quad (2.12)$$

$$\varepsilon'_f = \left(\frac{\sigma'_f}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}. \quad (2.13)$$

2.1.2 Propagacija pukotine

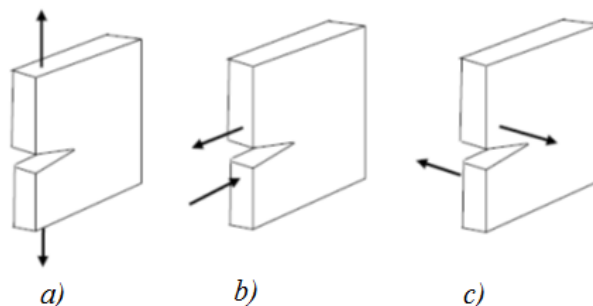
Broj ciklusa propagacije pukotine N_p , od početne a_i do kritične veličine pukotine a_k , u slučaju $\Delta K > \Delta K_{th}$ opisan je Paris-Erdoganovom jednačbom [52]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \quad (2.14)$$

gdje su C i m definirani kao konstante materijala za zadani omjer minimalnog i maksimalnog opterećenja R (eng. stress ratio) i zadane uvjete okoliša. ΔK je raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja (eng. Stress Intensity Factor Range (SIFR)) pri vrhu pukotine koji odgovara primijenjenom nominalnom rasponu naprezanja $\Delta\sigma_n$ i pragu širenja pukotine ΔK_{th} (eng. Threshold Stress Intensity Factor) ispod kojeg pukotina neće napredovati.

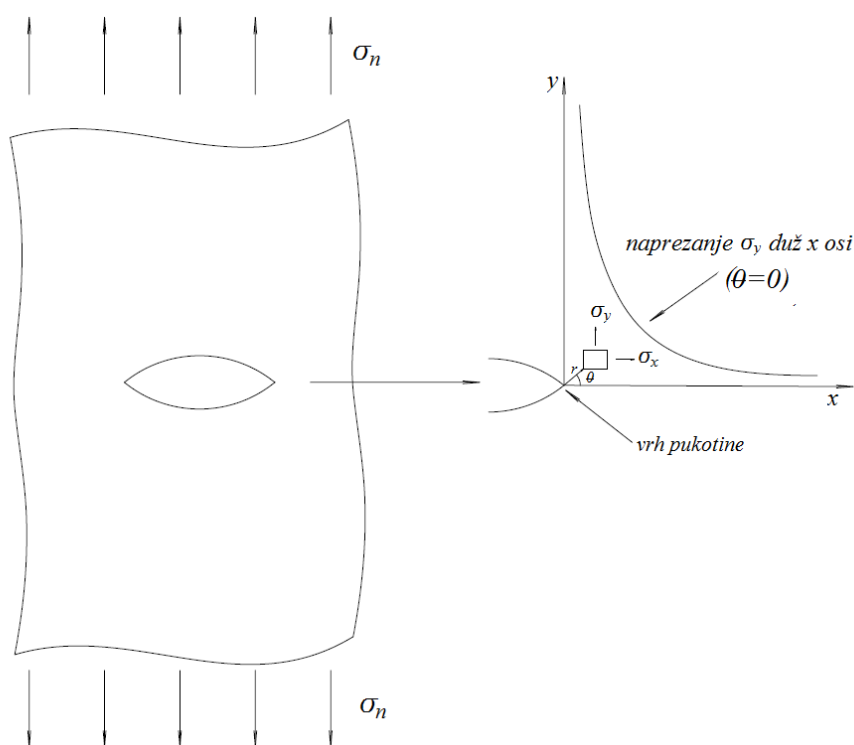
2.2 Koeficijent intenzivnosti naprezanja

U izrazu (2.14) pojavljuje se raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja, ΔK . Da bismo razumjeli njegovu važnost, potrebno je ukratko prikazati osnove teorije mehanike loma. U dostupnoj literaturi su opisana tri osnovna oblika otvaranja pukotine pomoću kojih je moguće opisati otvaranje pukotine pri različitim slučajevima opterećenja (Slika 2.2): 1. način otvaranja površine pukotine vlačnim naprežanjem (odcjepni); 2. način otvaranja površine pukotine posmičnim naprežanjem u različitim ravninama (smični); 3. način otvaranja površine pukotine posmičnim naprežanjem koje uzrokuje klizanje površina pukotine u istoj ravnini (vijčani).



Slika 2.2. Otvaranje pukotine pri različitim načinima opterećenja: a) 1. način- odcjepni; b) 2. način- smični; c) 3. način- vijčani

Ovaj rad je ograničen na 1. način, tj. odcjepni način otvaranja pukotine, koji je ujedno i najvažniji za većinu praktičnih primjena. Za analizu mehanike loma potrebno je poznavati stanje lokalnih napreznja oko vrha pukotine. Na osnovi ponašanja materijala i načina određivanja polja lokalnih napreznja i deformacija, mehanika loma može se podijeliti na linearno elastični (eng. Linear Elastic Fracture Mechanics, LEFM) i nelinearni pristup (eng. Elastic-Plastic Fracture Mechanics, EPFM) [51]. U ovom radu primjenjuju se tehnike i izrazi vezani uz linearnu elastičnu mehaniku loma koja se temelji na pretpostavci da je plastična zona koja se pojavljuje oko vrha pukotine premala da bi u značajnoj mjeri utjecala na promjenu raspodjele napreznja.



Slika 2.3. Definiranje koordinatnog sustava u vrhu pukotine za dvodimenzionalno stanje napreznja i beskonačnu ploču

U slučaju linearno elastičnog ponašanja materijala, koristeći teoriju elastičnosti i Airyevu funkciju napreznja s kompleksnim harmonijskim funkcijama, moguće je definirati napreznje i pomake u bilo kojoj točki u blizini vrha pukotine. Rješenje kompleksnih funkcija ponudio je Westergaard za slučaj odcjepnog loma (Slika 2.2 i Slika 2.3) u obliku slijedećih izraza [51]:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin 3 \frac{\theta}{2} \right], \quad (2.15)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin 3 \frac{\theta}{2} \right], \quad (2.16)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos 3 \frac{\theta}{2}, \quad (2.17)$$

$$\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \text{ za ravninsko naprezanje,} \quad (2.18)$$

$$\sigma_z = \nu [\sigma_x + \sigma_y] \text{ za ravninsku deformaciju,} \quad (2.19)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \text{ za ravninsku deformaciju,} \quad (2.20)$$

gdje je K_I koeficijent intenzivnosti naprezanja za slučaj 1. načina otvaranja pukotine. ν je Poissonov faktor, a r i θ su polarne koordinate s ishodištem u vrhu pukotine.

Iz prethodnih jednadžbi vidljivo je da koeficijent intenzivnosti naprezanja u potpunosti opisuje polje naprezanja oko vrška pukotine, što je ujedno i jedna od najvažnijih značajki mehanike loma.

Polje pomaka je također opisano koeficijentom intenzivnosti naprezanja [53]:

$$u_x = \frac{K_I}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[\frac{\kappa - 1}{2} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right], \quad (2.21)$$

$$u_y = \frac{K_I}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left[\frac{\kappa + 1}{2} - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right], \quad (2.22)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \text{ modul smika,} \quad (2.23)$$

$$\kappa = 3 - 4\nu \text{ konstanta za ravninsku deformaciju,} \quad (2.24)$$

$$\kappa = \frac{3-\nu}{1+\nu} \text{ konstanta za ravninsko naprezanje.} \quad (2.25)$$

Koeficijent intenzivnosti naprezanja koji se pojavljuje u prethodnim jednadžbama, najvažniji je parametar kod razmatranja mehanike loma, a objedinjuje utjecaj nominalnog naprezanja daleko do pukotine i utjecaj trenutne veličine pukotine:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}. \quad (2.26)$$

Izraz (2.26) vrijedi samo za slučaj centralne pukotine u ploči beskonačne širine opterećene na vlak i predstavlja osnovu za rješenje koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod složenijih geometrijskih oblika neukrepljenih i ukrepljenih ploča.

Ako je poznat K_I , može se odrediti cijelo polje naprezanja oko vrha pukotine. Koeficijent K_I ovisi o vanjskom opterećenju, načinu rasta pukotine kao i o geometriji same pukotine (veličina i oblik), stoga se može zaključiti kako je koeficijent intenzivnosti naprezanja poveznica između globalnih uvjeta kojima je pukotina izložena i vrlo specifičnog lokalnog odziva pukotine. Za geometriju konstrukcijske komponente i pukotine različitu od one prikazane na Slici 2.3, prethodni izraz potrebno je proširiti:

$$K_I = Y(a)\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (2.27)$$

gdje je $Y(a)$ bezdimenzijska geometrijska funkcija (eng. Geometry Function) koja ovisi o geometriji konstrukcijske komponente u kojoj se nalazi pukotina, vrsti pukotine (centralna, jednostrana, dvostrana...), geometriji pukotine i načinu otvaranja pukotine. Za računanje geometrijske funkcije u slučaju dinamičke izdržljivosti primjenjuje se slijedeći izraz [35]:

$$Y(a) = f_w \cdot M_m \cdot M_k \cdot SCF. \quad (2.28)$$

Pojedine korekcijske funkcije iz prethodne jednadžbe definirane su na slijedeći način:

- f_w faktor korekcije za konačnu širinu, koji ovisi o tipu pukotine. U slučaju duge površinske pukotine u ploči vrijedi $f_w=1$;

- M_m faktor povećanja intenzivnosti naprezanja uslijed membranskog opterećenja. Rješenja za korekcijsku funkciju M_m iz izraza (2.28) može se pronaći u [35] i [52]. Korekcijske funkcije uzimaju u obzir utjecaj zakrivljenog oblik pukotine, kao i konačnu debljinu i širinu ploče.

Ako se pukotina nalazi u području koncentracije lokalnog naprezanja, primjerice u blizini zavara, mijenja se i koeficijent intenzivnosti naprezanja. Ova promjena se može kvantificirati preko gradijenta naprezanja M_k . U slučaju vrlo malih pukotine, M_k će odgovarati koeficijentu intenzivnosti naprezanja na zavaru. Jednadžbe za proračun gradijenta naprezanja za zavarene spojeve pod membranskim opterećenje moguće je pronaći u [35].

Po analogiji s izrazom (2.27), u slučaju djelovanja dinamičkog opterećenja, nominalno naprezanje postaje nominalni raspon naprezanja $\Delta\sigma_n$, a koeficijent intenzivnosti naprezanja postaje raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja:

$$\Delta K = \Delta \sigma_n Y(a) \sqrt{\pi a}. \quad (2.29)$$

Integracijom jednadžbe (2.14) moguće je izračunati broj ciklusa od inicijalne pukotine a_0 do kritične veličine pukotine a_k , što je ujedno i period propagacije pukotine [35][52]:

$$N_p = \int_{a_0}^{a_k} \frac{da}{C(\Delta \sigma_n Y(a) \sqrt{\pi a})^m}. \quad (2.30)$$

2.2.1 Utjecaj zaostalih naprezanja σ_{res} i omjera naprezanja R

Usljed lokalnog zagrijavanja izazvanog tehnologijom zavarivanja nastaju naprezanja koje premašuju granicu tečenja materijala i posljedično dolazi do trajnih deformacija. Potpunim hlađenjem istog područja dolazi do stvaranja zaostalih (rezidualnih) naprezanja. Iznos i raspodjela zaostalih naprezanja može se odrediti eksperimentalno ili pomoću nelinearne termo-elastoplastične analize MKE. Za mjerenje površinskih zaostalih naprezanja koriste se eksperimentalne nerazorne metode, a za naprezanja ispod površine koriste se razorne metode. Više o metodama za određivanje zaostalih naprezanja može se pronaći u [49][54]. Načelno, vrijednost zaostalih naprezanja teško se i proračunski i eksperimentalno određuju čak i u laboratorijskim uvjetima. Zbog toga se utjecaj zaostalog naprezanja na rast pukotine, u većini slučajeva, definira kvalitativno. Najbolji način da se izračuna zaostalo naprezanje jest testiranje uzoraka kojima je poboljšana dinamička izdržljivost, koji se potom uspoređuju s rezultatima za uzorke kojima nije poboljšana dinamička izdržljivost. Ako je poznata raspodjela zaostalih naprezanja na mjestu pukotine, pripadni koeficijent intenzivnosti naprezanja i propagacija pukotine mogu se izračunati. Češći je slučaj gdje raspodjela naprezanja na mjestu pukotine nije poznata. U tom slučaju često se pretpostavlja da je zaostalo naprezanje jednako granici razvlačenja. Dva su osnovna modela kojima se uzima u obzir utjecaj zaostalih naprezanja na rast pukotine: model zatvaranja pukotine (eng. crack closure model) tzv. Elberov model i superpozicija nominalnog K i zaostalog K_{res} .

Elberov model [52] je empirijski model zatvaranja pukotine koji koristi koncept raspona efektivnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja, ΔK_{eff} . Elber je zaključio da zatvaranje pukotine smanjuje propagaciju pukotine tako što smanjuje raspon efektivnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja kao i to da do zatvaranja pukotine može doći iako je pukotina opterećena vlačno. Model je definiran na sljedeći način:

$$\Delta K_{eff} = U \cdot \Delta K = (0.5 + 0.4 \cdot R) \cdot \Delta K, \quad (2.31)$$

pri čemu je ΔK raspon nominalnog SIF-a, a U je omjer zatvaranja pukotine koji ukazuje na dio ciklusa tijekom kojeg je pukotina otvorena ili se otvara. Kod opterećenja gdje ima vrlo malo ili uopće ne dolazi do zatvaranja, $U \approx 1$, dok je za slučaj znatnog zatvaranja pukotine U vrlo mali. To znači da kod većih omjera naprezanja npr. $R > 0,5$, pukotina ima neznatno zatvaranje, a u slučaju $R < 0,5$ utjecaj zatvaranja pukotine je priličan.

R u jednadžbi (2.31) temelji se na nominalnom naprezanju i nominalnom koeficijentu intenzivnosti naprezanja:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}}. \quad (2.32)$$

Schijve [55] je proširio Elberov model na temelju podataka testiranja šireg raspona R . Dobio je sljedeću jednadžbu:

$$\Delta K_{eff} = (0.55 + 0.33 \cdot R + 0.12 \cdot R^2) \cdot \Delta K. \quad (2.33)$$

Prilikom integracije izraza za propagaciju pukotine s utjecajem zaostalog naprezanja mora se zamijeniti nominalni R s R_{eff} .

U literaturi [55] ukrepljeni panel izrađen od mekog čelika je testiran na dinamičku izdržljivost pod utjecajem cikličkog opterećenja konstantne amplitude. Za proračun dinamičke izdržljivosti s utjecajem zaostalog naprezanja na uzorku zavarenog ukrepljenog panela korišteni su Elberov i Schijve modeli. Prilikom primjene MKE, raspodjela zaostalih naprezanja je idealizirana u obliku četvrtaste i trokutaste raspodjele naprezanja na mjestu pukotine. Analiza je pokazala da visoka vlačna zaostala naprezanja značajno povećavaju ukupni koeficijent intenzivnosti naprezanja na mjestu ukrepe, dok tlačna zaostala naprezanja na mjestu između dvije susjedne ukrepe smanjuju ukupni koeficijent intenzivnosti naprezanja. Elberov model je pokazao da pravokutna raspodjela zaostalih naprezanja daje bolje poklapanje s rezultatima eksperimenta. Na temelju dobivenih rezultata zaključeno je da se zaostalo naprezanje treba uzeti u obzir prilikom proračuna zamornog rasta pukotine.

Ako se radi o linearno elastičnom modelu, metoda superpozicija nominalnog K i zaostalog K_{res} je prikladnija:

$$K_T = K + K_{res}, \quad (2.34)$$

$$K_{Tmax} = K_{max}(\sigma_n, a) + K_{res}(\sigma_{res}, a), \quad (2.35)$$

$$K_{Tmin} = K_{min}(\sigma_n, a) + K_{res}(\sigma_{res}, a). \quad (2.36)$$

Sukladno s tim i ΔK postaje ΔK_T pa je:

$$\Delta K_T = K_{Tmax} - K_{Tmin}. \quad (2.37)$$

Isto kao i kod modela zatvaranja pukotine, ako se u obzir uzima i zaostalo naprezanje tada R postaje R_{eff} čija je vrijednost veća zbog zaostalih naprezanja, a jednačba (2.32) tada glasi:

$$R_{eff}(a) = \frac{K_{Tmin}}{K_{Tmax}} > R. \quad (2.38)$$

Prilikom integracije Parisove jednačbe (2.14) ΔK se mora zamijeniti s ΔK_{eff} .

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_{eff}). \quad (2.39)$$

Najveći nedostatak izvorne Parisove jednačbe za računanje propagacije pukotine je nemogućnost uzimanja u obzir omjera naprezanja R . Zbog toga su predložene modifikacije izvorne jednačbe. Najčešći modificirani izraz kojim se opisuje utjecaj zaostalih naprezanja prilikom propagacije pukotine jest Walkerova jednačba koja također uzima u obzir i omjer naprezanja R_{eff} :

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot (\Delta K_{eff})^m}{(1 - R_{eff}(a))^{m(1-\lambda)}}. \quad (2.40)$$

U izrazu (2.40), λ je konstanta materijala čija vrijednost varira u rasponu od 0,3 do 1. Tipična vrijednost je oko 0,5. Važno je napomenuti da je prethodna jednačba valjana samo za slučaj kada je $R \geq 0$.

Sličnu formulaciju Parisove jednačbe predlaže i Forman[52]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot (\Delta K_{eff})^m}{(1 - R_{eff}(a)) \cdot K_{mat} - \Delta K_{eff}}, \quad (2.41)$$

Gdje je K_{mat} lomna žilavost materijala i gornja granica koeficijenta intenzivnosti naprezanja.

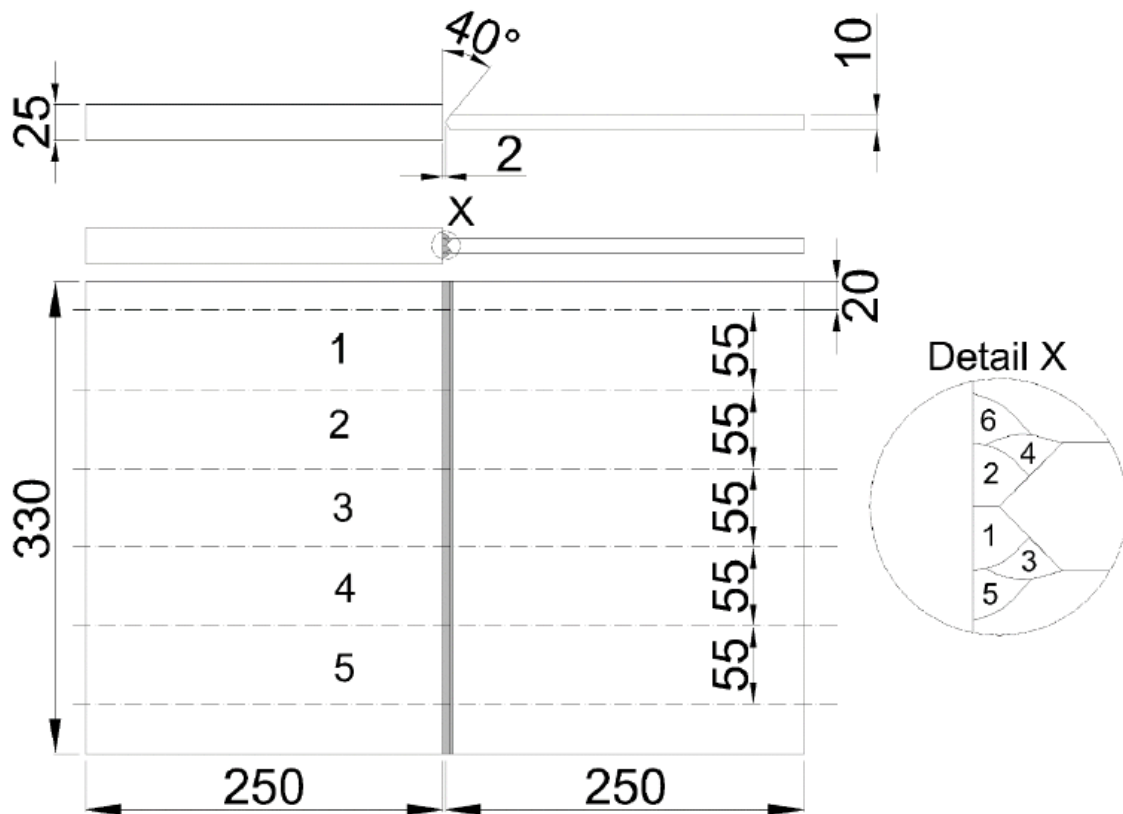
U radu [56] je istražen utjecaj zaostalih naprezanja uslijed zavara na ukrepljenim panelima. Rezultati simulacije propagacije pukotine prema izrazu (2.14) pokazali su da je utjecaj zaostalih

naprezanja u blizini ukrepe vrlo velik, kao i da se brzina propagacije pukotine na tom mjestu povećava, što je u skladu s rezultatima eksperimenta. Zaključeno je da bi se zaostala naprezanja trebala uzeti u obzir prilikom računanja koeficijenta intenzivnosti naprezanja i propagacije pukotine u slučaju zavarenih ukrepljenih panela.

Utjecaj zaostalih naprezanja više dolazi do izražaja kod visokocikličkog zamornog procesa, nego kod niskocikličkog. To ponajviše vrijedi kod materijala povišene čvrstoće. Kod materijala niže čvrstoće i/ili niskocikličkog zamora češće dolazi do relaksacije naprezanja uslijed pojave lokalizirane kumulativne plastičnosti za vrijeme cikličkog opterećenja u kome ukupan zbroj nominalnog i zaostalog naprezanja premašuje granicu razvlačenja.

Ogledni primjer- Proračun zamornog vijeka za različite omjere naprezanja R

U okviru izrade doktorata napravljen je ogledni primjer proračuna zamornog vijeka za različite omjere naprezanja R . Proračun je dio studije umjeravanja koja se provodi u okviru MARSTRUCT Virtualnog Instituta (<http://www.marstruct-vi.com>). U nedostatku nalaženja boljeg primjera i činjenici da se u proračunu koriste iste metode kao i u doktoratu, metoda niskocikličkog zamora i metoda propagacije, cilj je bio na dostupnom primjeru utvrditi točnost i primjenu odabranih metoda. Sudionicima ove studije na raspolaganje su dani podaci dobiveni iz eksperimenta zavarenog spoja. Pretpostavka je da oštećenje, tijekom cikličkog opterećenja, ovisi o omjeru naprezanja R . Cilj studije umjeravanja je različitim proračunskim postupcima odrediti zamorni vijek sučeonog zavara tipa K između dva lima nejednake debljine za različite omjere naprezanja R (Slika 2.4). Uzorak je napravljen od čelika povišene čvrstoće S355 uz pomoć MAG zavarivanja s aktivnim plinom (eng. Metal Active Gas) i 6 prolaza elektrode. Prilikom testiranja definirane su $S-N$ krivulje za različite omjere naprezanja. Sudionicima studije dani su podaci samo za $S-N$ krivulju omjera naprezanja $R=0$. Zadatak je na temelju ulaznih podataka izračunati dinamičku izdržljivost za omjere naprezanja $R=-1$, $R=-3$ i $R=-\infty$. Nominalni raspon naprezanja je 200MPa. Uz navedeno sudionicima su na raspolaganje dani i podaci o pripremi uzorka za testiranje, makrografski prikaz zavara i očitavanja temperature zavarivanja [57].



Slika 2.4. Sučeoni zavar tipa K između dva lima nejednake debljine [57]

Proračun životnog vijeka napravljen je uz primjenu dvofaznog modela za računanje broja ciklusa do loma i podataka iz eksperimenta [57]. Eksperimentalna $S-N$ krivulja za slučaj $R=0$ prikazana je na Slici 2.5, a ulazni podaci dani su u Tablici 2.1. Korišten je dvofazni postupak određivanja dinamičke izdržljivosti epruvete. S obzirom da se u primjeru radi o cikličkom opterećenju od kojih neka mogu dovesti do visokih naprezanja koja premašuju granicu razvlačenja, klasifikacijska društva [50] propisuju proračun dinamičke izdržljivosti na način da se napravi proračun akumuliranog oštećenja, posebno uslijed niskocikličkog dinamičke izdržljivosti i posebno uslijed propagacije pukotine. Dobivena akumulirana oštećenja se potom zbrajaju. Za proračun niskocikličkog zamora propisuje se korištenje cikličke krivulje naprezanja-deformacija i pripadnih značajki potrebnih za proračun lokalnih deformacija prema Ramberg-Osgood izrazu (2.3), te broja ciklusa prema Coffin-Mansonovom izrazu (2.5) bez korekcije za srednje naprezanje. Navedeni postupak je izveden u skladu s predloženim dvofaznim modelom u ovom primjeru.

Proračun se sastoji od tri koraka:

- 1) Uspostava procedure proračuna s postavljenim ulaznim podacima i pretpostavljenim parametrima za slučaj $R=0$

- 2) Optimizacija pretpostavljenih parametara radi boljeg preklapanja dobivenih i eksperimentalnih rezultata
- 3) Ponoviti uspostavljenu proceduru proračuna životnog vijeka s optimiziranim parametrima za slučaj $R=-1$ i $R=-3$

Tablica 2.1. Osnovne značajke testiranog uzorka [57]

Parametar, oznaka	Vrijednost, jedinice
Nominalno naprezanje, σ_n	200 [MPa]
Granica razvlačenja, R_{eH}	394 [MPa]
Vlačna čvrstoća, R_m	524 [MPa]
Youngov modul elastičnosti, E	204 [GPa]
Debljina tanjeg uzorka, t_1	10 [mm]
Debljina debljeg uzorka, t_2	25 [mm]
Širina uzorka, h	55 [mm]

Na mjestu zavora prilikom zavarivanja dolazi do unosa topline što uzrokuje vertikalnu i kutnu distorziju (Tablica 2.2).

Tablica 2.2. Distorzija uzorka [57]

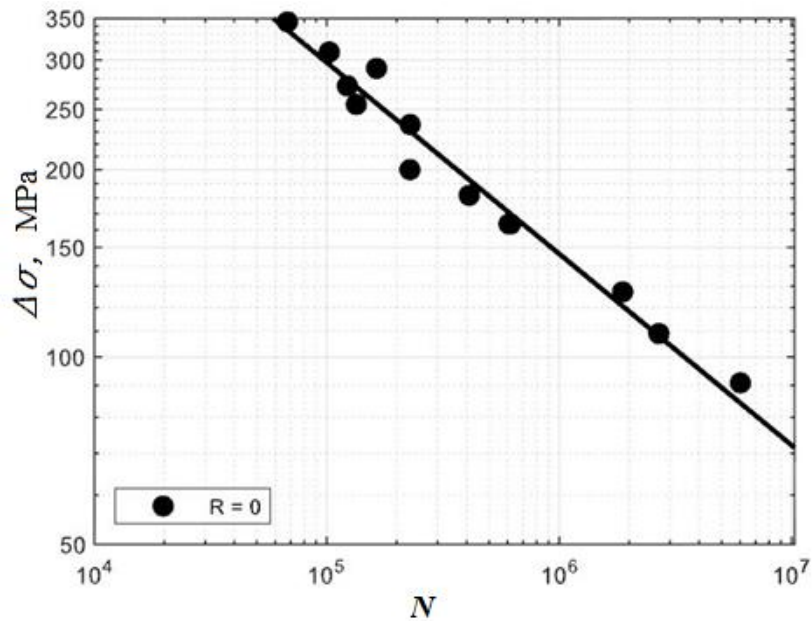
Parametar, oznaka	Vrijednost, jedinice
Kutna distorzija, φ	0,33 [°]
Vertikalna distorzija, e	0,33 [mm]

Uzorak je testiran na kidalici koja može ostaviti najveću silu razvlačenja od 200kN. Nominalno naprezanje računa se kao omjer raspona narinute sile i površine presjeka uzorka (55 mm x 10 mm)

$$\sigma_n = \frac{\Delta F}{A} . \quad (2.42)$$

Završetkom testiranja smatra se trenutak u kom dolazi do potpunog loma uzorka. Eksperimentalna $S-N$ linija na Slici 2.5 dobivena je linearnom regresijom i može se opisati sljedećom jednačinom:

$$N = 2 \cdot 10^6 \left(\frac{\Delta \sigma}{118} \right)^{-3,25} . \quad (2.43)$$

Slika 2.5. S-N krivulja testiranja uzorka (slučaj $R=0$) [57]

Rezultati testiranja kao i raspon nominalnog naprezanja dani su u Tablici 2.3.

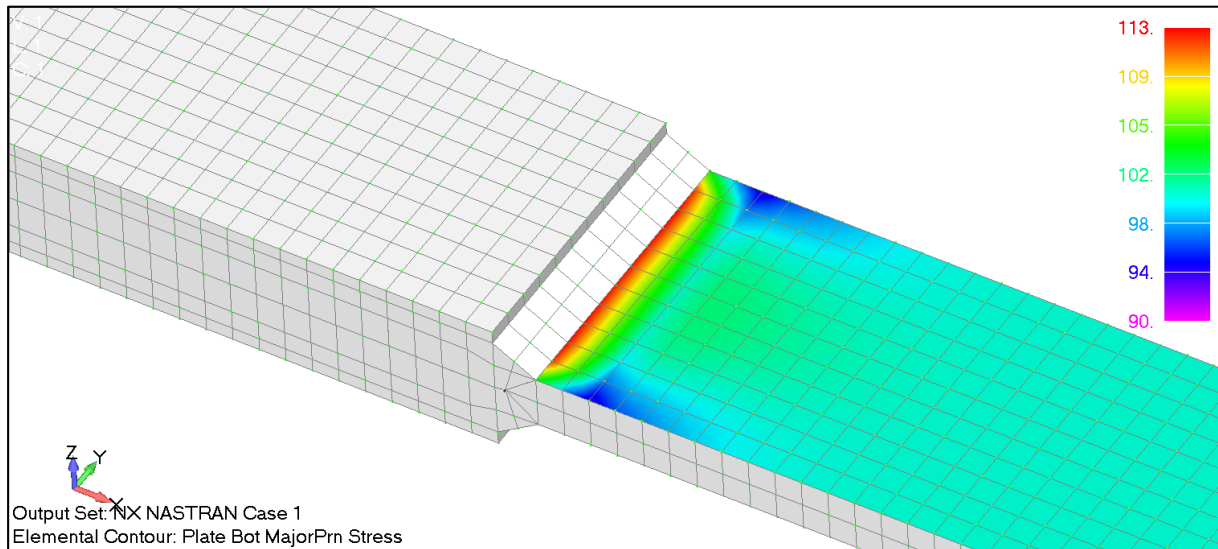
Tablica 2.3 Rezultati testiranja uzorka na dinamičku izdržljivost (slučaj $R=0$) [57]

F_{min} [kN]	F_{max} [kN]	σ_n [MPa]	N
0	160	290,91	163830
0	150	272,73	122683
0	170	309,09	102600
0	190	345,45	67796
0	130	236,36	228488
0	110	200,00	227921
0	70	127,27	1874139
0	50	90,91	6023907
0	90	163,64	607880
0	60	109,09	2682988
0	140	254,55	134052
0	90	163,64	617751
0	100	181,82	163830

Za ogledni primjer u doktorskom radu napravljen je model eksperimentalnog uzorka zavarenog spoja KE u programu FEMAP (Slika 2.6). Model uzima u obzir vertikalnu i kutnu distorziju, kao i sam zavar. Za potrebe proračuna koncentracije naprezanja, klasifikacijska društva propisuju veličinu mreže KE $t \times t$ [41]. Potom je napravljena je linearna interpolacija glavnih

naprezanja, okomitih na zavar. Na taj način dobiveno je žarišno (eng. hot-spot) naprezanje, $\Delta\sigma_{HS}$.

$$SCF_{HS} = \frac{\Delta\sigma_{HS}}{\Delta\sigma_n} = 1,19. \quad (2.44)$$



Slika 2.6. Model zavarenog uzorka i maksimalno glavno žarišno naprezanje [MPa]

Zavar u ovom slučaju predstavlja lokalni diskontinuitet u obliku zarez a i na tom mjestu dolazi do nelinearnog povećanja naprezanja, što u konačnici rezultira i povećanjem faktora koncentracije naprezanja, SCF .

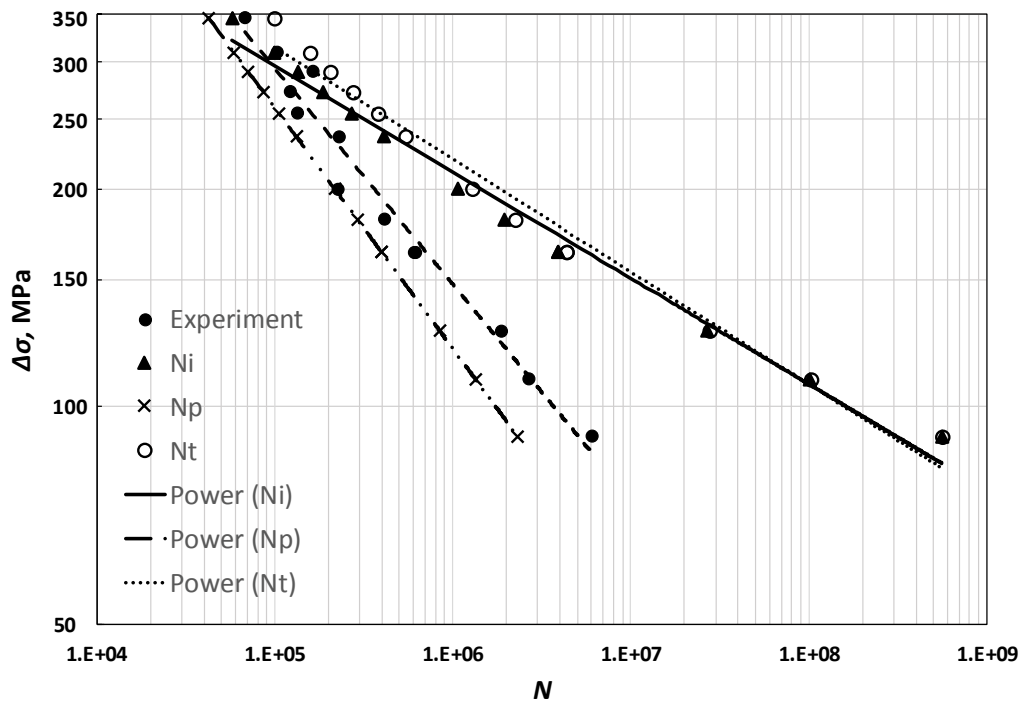
$$SCF = K_w \cdot SCF_{HS} = 2,08. \quad (2.45)$$

K_w je faktor zareznog djelovanja koji ponajviše ovisi o geometriji zavara tj. kutu zavara θ i radijusu zavara ρ . U ovom primjeru, radijus zavara je pretpostavljen i iznosi 1 mm, a kut zavara dobiven je iz MKE. Izraz za računanje faktora zareznog djelovanja glasi [52]:

$$K_w = 1 + 0,27 \cdot (\tan\theta)^{0,25} \cdot \left(\frac{t}{\rho}\right)^{0,47}. \quad (2.46)$$

Kalibracija cikličkih mehaničkih značajki i parametar iz izraza (2.4) i (2.5) u periodu inicijacije pukotine izvršena je pod pretpostavkom ovisnosti parametara o vrijednosti Brinellove tvrdoće [52]. Za ovaj tip čelika Brinellova tvrdoća je između 146HB i 178HB. Period propagacije računa se prema prethodno opisanoj proceduri (vidi poglavlje 2.2) i izrazima (2.27) do (2.30). Na Slici 2.7 vidljivo je vrlo dobro preklapanje rezultata propagacije pukotine i rezultata eksperimenta. Period inicijacije pukotine je vrlo visok u odnosu na propagaciju i dovodi do

velikog rasipanja rezultata. Ovo navodi na zaključak da mala pukotina ($\approx 0,01$ mm) postoji već na samom početku procesa. Zbog toga je pretpostavljeno da je period inicijacije $N_i=0$.



Slika 2.7. Usporedba rezultata broja ciklusa do inicijacije N_i i propagacije pukotine N_p s eksperimentalnim rezultatima

Krivulje na Slici 2.7 opisane su sljedećim izrazima:

$$N_i = 1884,3 \cdot \Delta\sigma^{-0,156}, \quad (2.47)$$

$$N_p = 12029 \cdot \Delta\sigma^{-0,333}, \quad (2.48)$$

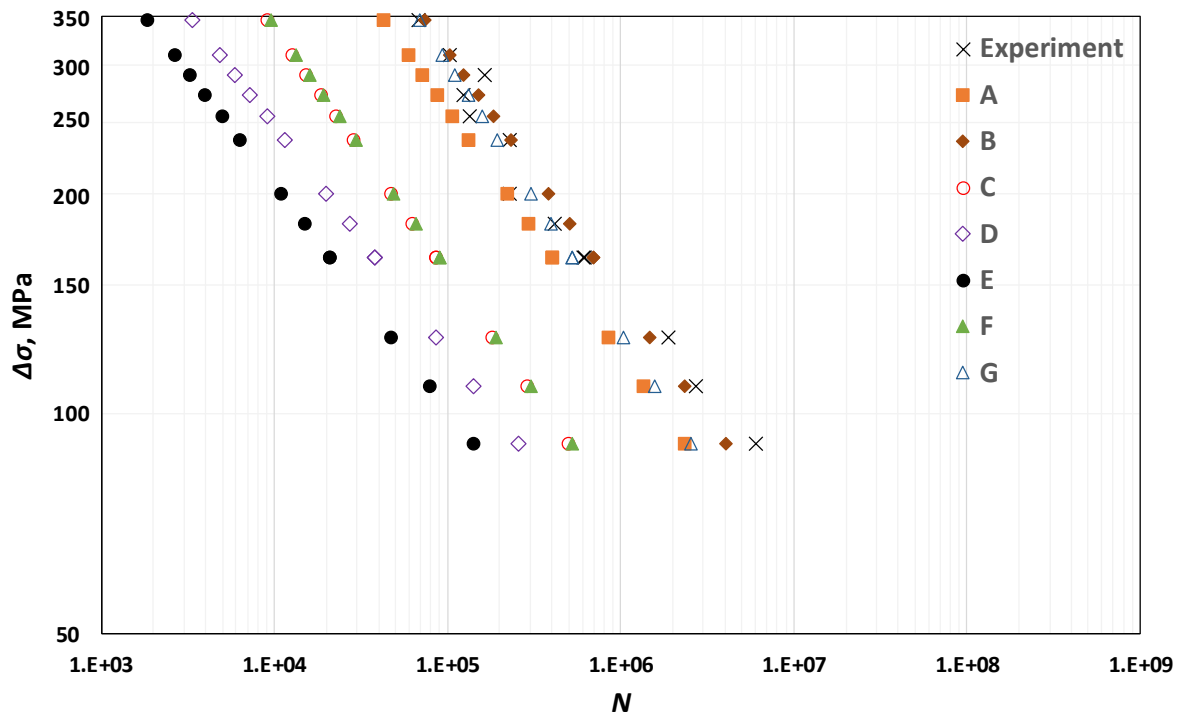
$$N_t = 1602,1 \cdot \Delta\sigma^{-0,147}. \quad (2.49)$$

U prvom koraku proračuna parametri Paris-Erdoganove jednačbe, C , m i a_0 , pretpostavljeni su prema [35] i prikazani su u Tablici 2.4.

Tablica 2.4. Inicijalni parametri Parisove jednačbe

Parametar	Vrijednost, jedinice
C	$5,21 \cdot 10^{-13}$ [mm/MPa · mm ^{0.5}]
m	3
a_0	0,01 [mm]
θ	30 [°]
ρ	1 [mm]

U drugom dijelu proračuna cilj je postići što bolje poklapanje numeričkih s eksperimentalnim rezultatima. S tom svrhom napravljena je ručna optimizacija inicijalnih parametara C , m i a_0 .



Slika 2.8. Rezultati optimizacije parametara C , m i a_0

Dobivene krivulje na Slici 2.8 opisane su sljedećom jednačinom:

$$N = a \cdot \Delta\sigma^b. \quad (2.50)$$

Pripadni parametri a i b u izrazu (2.50) zapisani su u Tablici 2.5. Najbolje preklapanje dobivenih numeričkih i eksperimentalnih rezultata je kod krivulje B.

Tablica 2.5. Optimizacijske krivulje

Krivulja	a_0	C	m	a	b
A	0,01	$5,21 \cdot 10^{-13}$	3	12029	-0,333
B	0,01	$3 \cdot 10^{-13}$	3	14457	-0,333
C	0,05	$5,21 \cdot 10^{-13}$	3	7196,6	-0,333
D	0,05	$3 \cdot 10^{-13}$	3,25	4191	-0,308
E	0,1	$3 \cdot 10^{-13}$	3,25	3492	-0,308
F	0,1	$3 \cdot 10^{-13}$	3	7299,7	-0,333
G	0,1	$3 \cdot 10^{-13}$	2,7	21384	-0,37

Rezultati dobiveni do ovog dijela proračuna vrijede za slučaj bez zaostalih naprezanja, tj. $R=0$.

Konačni cilj je ponoviti proceduru za slučaj $R=-1$ i $R=-3$ s optimiziranim parametrima. Osnovna pretpostavka je da tijekom negativnog dijela promjenjivog opterećenja neće doći do propagacije pukotine (pukotina je zatvorena), stoga se promatra samo pozitivan dio raspona naprezanja (Tablica 2.6). Nominalni omjer naprezanja R , zamijenjen je s efektivnim omjerom naprezanja R_{eff} koji je potom primijenjen u izrazima (2.34) do (2.37).

Tablica 2.6. Pozitivni dio ciklusa u rasponu naprezanja za slučaj $R=0$, $R=-1$ i $R=-3$

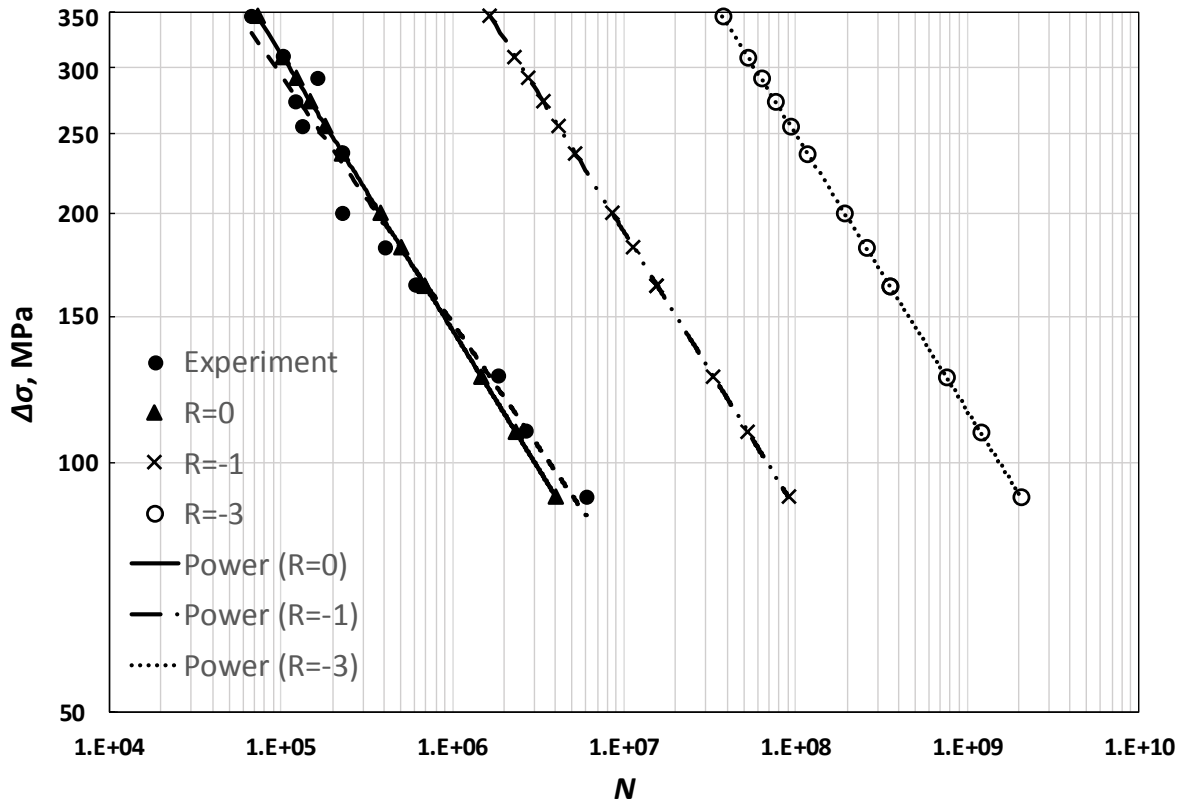
$\Delta\sigma_n$	$R=0$	$R=-1$	$R=-3$
290,91	290,91	145,45	72,73
272,73	272,73	136,36	68,18
309,09	309,09	154,55	77,27
345,45	345,45	172,73	86,36
236,36	236,36	118,18	59,09
200,00	200,00	100,00	50,00
127,27	127,27	63,64	31,82
90,91	90,91	45,45	22,73
163,64	163,64	81,82	40,91
109,09	109,09	54,55	27,27
254,55	254,55	127,27	63,64
163,64	163,64	81,82	40,91
181,82	181,82	90,91	45,45

Slika 2.9 prikazuje paralelne krivulje za navedene vrijednosti R . Krivulje su pomaknute u desnu stranu s tim da je nagib kod svake krivulje jednak. Pripadne jednadžbe za krivulje:

$$N_{R=0} = 1445,7 \cdot \Delta\sigma^{-0,333}, \quad (2.51)$$

$$N_{R=-1} = 4090,5 \cdot \Delta\sigma^{-0,333}, \quad (2.52)$$

$$N_{R=-3} = 1157,4 \cdot \Delta\sigma^{-0,333}. \quad (2.53)$$



Slika 2.9. Period propagacije pukotine bez utjecaja zaostalih naprezanja za $R=0$, $R=-1$ i $R=-3$

Tijekom ovog postupka nije postignuto dobro slaganje između rezultata eksperimenta i dvofaznog proračuna jer postoje velike nesigurnosti rezultata kod negativnih vrijednosti R . Postoji nekoliko razloga koji to objašnjavaju:

- postoji mogućnost da je pretpostavljena veličina inicijalne pukotine premala jer je veličina strukturnih zrna materijala kod nekih čelika jednaka 0,01 mm. Međutim rezultati optimizacije pokazali su da veća inicijalna pukotina ne može rezultirati zadovoljavajućim preklapanjem između dobivenih i eksperimentalnih rezultata (Slika 2.8).
- za kalibraciju parametara Coffin-Mansonove jednadžbe odabrana je donja granica Brinellove tvrdoće, dok su veće vrijednosti rezultirale većim periodom inicijacije pukotine.
- pretpostavka je da nema propagacije pukotine za vrijeme negativnog dijela promjenjivog opterećenja (tlačno opterećenje), međutim ne može se sa potpunom sigurnošću isključiti mogućnost propagacije pukotine pod tlačnim opterećenjem.
- zanemaren je utjecaj plastifikacije oko vrha pukotine iako ta pojava može dovesti do usporavanja rasta pukotine tijekom vlačnog dijela naprezanja.

- pretpostavljeno je da je vrijednost zaostalog naprezanja jednaka granici razvlačenja i da je raspodjela naprezanja uniformno raspoređena preko debljine opločenja što je možda preveliko pojednostavljenje.

2.3 Metode za računanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja

Metode za proračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja se mogu podijeliti na analitičke i numeričke metode [58]. Svaka od metoda nastoji na neki način koeficijent intenzivnosti naprezanja povezati s određenom značajkom oko vrha pukotine (npr. pomak, sile u čvorovima ili energija). U nastavku će se opisati metode koje se najčešće koriste, i to: analitičke metode i principi, te numeričke metode: metoda težinskih funkcija, metoda pomaka, metoda sila u čvorovima i J -integral (Griffithova metoda energije).

S obzirom na to da je jedan od ciljeva ovog doktorata bio pronalazak metode za brzu procjenu koeficijenta intenzivnosti naprezanja, više različitih metoda je analizirano i međusobno uspoređeno. Kriterij prihvatljivosti metode su brzina uz zadovoljavajuću točnost i mogućnost praktične primjene na kompleksnoj geometriji poput brodske konstrukcije, ali pod uvjetom da se može provesti raspoloživim MKE programima koji su dostupni u okviru izrade doktorata.

2.3.1 Analitičke metode

Za jednostavne slučajeve, poput aksijalno opterećene neukrepljene ploče konačne širine s pukotinom, postoje jednostavni analitički izrazi koji se primjenjuju ovisno o lokaciji pukotine. Svim izrazima je zajednička osnova jednačba (2.26), dok se geometrijska funkcija Y određuje posebno za svaki slučaj. Za sve izraze vrijedi $\lambda = \frac{a}{b}$, pri čemu je a duljina pukotine, a b širina ploče. Rješenja geometrijske funkcije za jednostavne primjere neukrepljene ploče s pukotinom [53]:

- a) Centralna (središnja) pukotina (Slika 2.10., a)

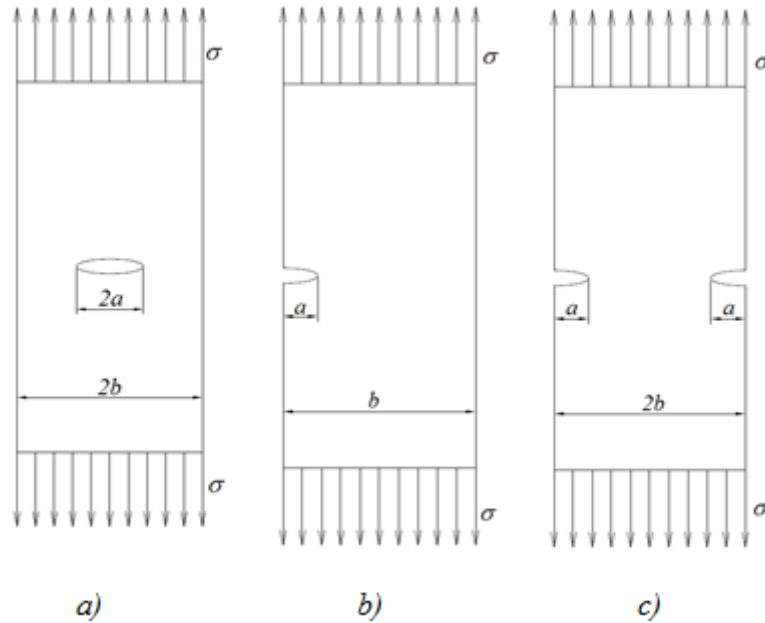
$$Y = \frac{1 - 0,5 \cdot \lambda + 0,326 \cdot \lambda^2}{\sqrt{1 - \lambda}}. \quad (2.54)$$

- b) Jednostrana pukotina (Slika 2.10., b)

$$Y = 0,256 \cdot (1 - \lambda)^4 + \frac{0,857 + 0,265 \cdot \lambda}{(1 - \lambda)^{\frac{3}{2}}} \quad (2.55)$$

c) Dvostrana (simetrična) pukotina na rubu (Slika 2.10, c)

$$Y = \left(1 + 0,122 \cos^4 \frac{\pi \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot \lambda} \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot \lambda}{2}} \quad (2.56)$$



Slika 2.10. Pukotine u ploči konačne širine; a) središnja pukotina; b) jednostrana pukotina; c) dvostrana pukotina

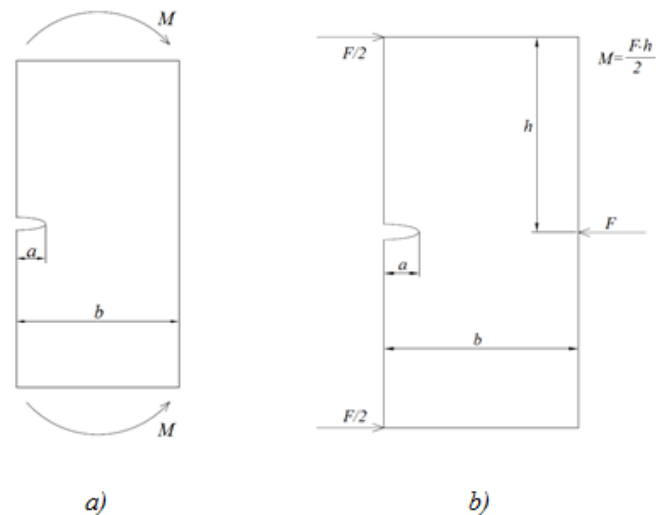
d) Jednostrana pukotina s opterećenjem na savijanje [53]:

- momentima (Slika 2.11., a):

$$Y = \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot \lambda} \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot \lambda}{2}} \left[\frac{0,923 + 0,199 \cdot \left(1 - \sin \frac{\pi \cdot \lambda}{2} \right)}{\cos \frac{\pi \cdot \lambda}{2}} \right], \quad (2.57)$$

- silama (Slika 2.11., b):

$$Y = \frac{1,99 - \lambda \cdot (1 - \lambda) \cdot (2,15 - 3,93 \cdot \lambda + 2,7 \cdot \lambda^2)}{\sqrt{\pi} \cdot (1 + 2 \cdot \lambda) \cdot (1 - \lambda)^{\frac{3}{2}}} \quad (2.58)$$

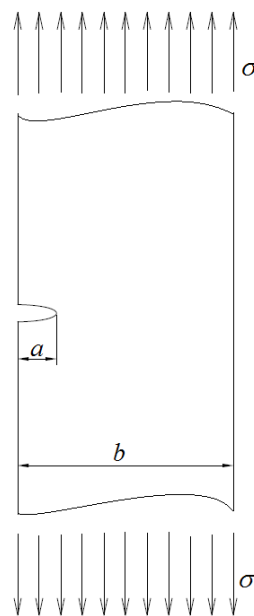


Slika 2.11. Jednostrana pukotina u ploči konačne širine; a) opterećenje momentima na savijanje; b) opterećenje silama

Za slučaj neukrepljene polu-beskonačne ploče (ploča konačne širine b i beskonačne duljine) s jednostranom pukotinom, primjenjuje se jednostavni izraz prema [58]:

$$K = 1,122 \cdot \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (2.59)$$

gdje je vrijednost 1,122 faktor korekcije slobodne površine.



Slika 2.12. Polu-beskonačna ploča

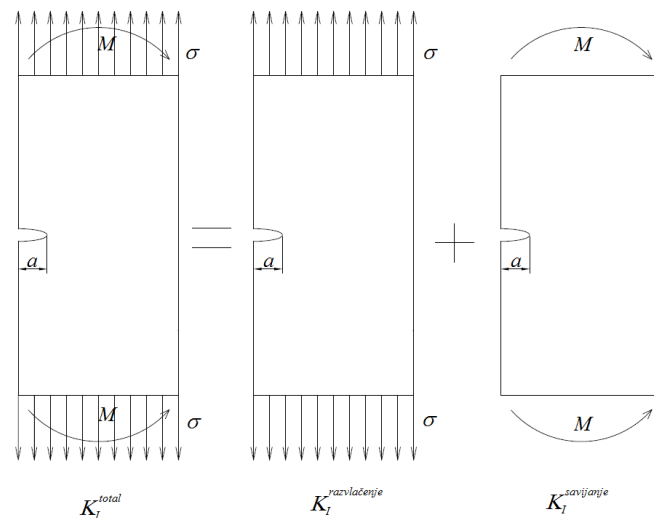
Broj dostupnih analitičkih rješenja je vrlo opsežan, stoga su u ovom doktorskom radu prikazana samo neka od jednostavnih analitičkih rješenja, dok se za analitička rješenja složenijih 2D primjera preporuča pogledati u rad [59].

Princip superpozicije

U sklopu analitičkih metoda primjenjuje se i princip superpozicije za definiranje koeficijenta intenzivnosti naprezanja, a smatra se najjednostavnijim i najučestalijim principom [51]. Kompleksni sustavi opterećenja i geometrije, promatraju se kao kombinacije više odvojenih i jednostavnijih sustava poznatog rješenja koeficijent a intenzivnosti naprezanja (Slika 2.13), ali s odvojenim rubnim uvjetima [58]. Dobiveni koeficijenti se onda međusobno zbrajaju u konačno rješenje. Općenito formula glasi:

$$K_I^{total} = K_I^A + K_I^B + K_I^C \dots \quad (2.60)$$

Najveći nedostatak jest nemogućnost podjele nekih složenih sustava na više jednostavnih za koje je poznat koeficijent intenzivnosti naprezanja.



Slika 2.13. Shematski prikaz superpozicije koeficijenta intenzivnosti naprezanja za slučaj jednostrane pukotine pod složenim opterećenjem na vlak i savijanje

Prilikom korištenja ove metode potrebno je paziti na određena ograničenja:

- koeficijenti intenzivnosti koji se superponiraju moraju imati jednak način otvaranja pukotine (vidi poglavlje 2.2).
- ograničenje tlačnih sila/naprezanja. Koeficijenti intenzivnosti naprezanja mogu se superponirati i ako je opterećenje duž pukotine kombinirano tlačno ili vlačno, s tim da rezultirajuće opterećenje mora biti vlačno, odnosno otvarati pukotinu.

- problem rubnih uvjeta. Razdvajanje kompleksnog sustava često dovodi do toga da su neki rubni uvjeti u interakciji s drugim rubnim uvjetom. Ta interakcija se često zanemaruje što u konačnici može dovesti do greške u rješenju.

2.3.2 Metoda težinskih funkcija (eng. Weight Function Method)

Ovom numeričkom metodom moguće je izračunati koeficijent intenzivnosti naprezanja za različita stanja opterećenja i zadanu duljinu pukotine a , jednostavnom integracijom umnoška težinske funkcije $m(x, a)$ i raspodjele naprezanja $\sigma(x)$ duž pretpostavljene linije pukotine [23].

$$K = \int_0^a \sigma(x) m(x, a) dx. \quad (2.61)$$

Rezultati u dostupnoj literaturi pokazali su da rješenja Shen-Glinka težinskih funkcija daju dobre procjene vrijednosti SIF-a u usporedbi s analitičkim rješenjem.

Općeniti izraz za težinsku funkciju glasi:

$$m(x, a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_1 \left(1 - \frac{x}{a} \right)^{\frac{1}{2}} + M_2 \left(1 - \frac{x}{a} \right) + M_3 \left(1 - \frac{x}{a} \right)^{\frac{3}{2}} \right]. \quad (2.62)$$

M_1 , M_2 i M_3 su koeficijenti čija vrijednost ovisi o geometriji pukotine. Njihova rješenja je moguće pronaći u [23][60].

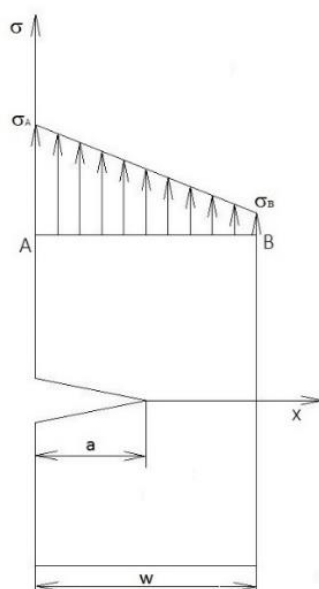
Prije nego se izračuna K potrebno je:

- Definirati geometriju propagacije pukotine (jednostrana, središnja, dvostrana, površinska),
- Izračunati pripadne koeficijente M_1 , M_2 i M_3 za zadanu geometriju,
- Definirati na modelu bez pukotine raspodjelu opterećenja u odnosu na pretpostavljeni smjer rasta pukotine,
- Integrirati jednadžbu $m(x, a)$ cijelom duljinom pukotine.

Analiza koeficijenta intenzivnosti naprezanja u ploči i u ukrepljenom panelu metodom težinskih funkcija

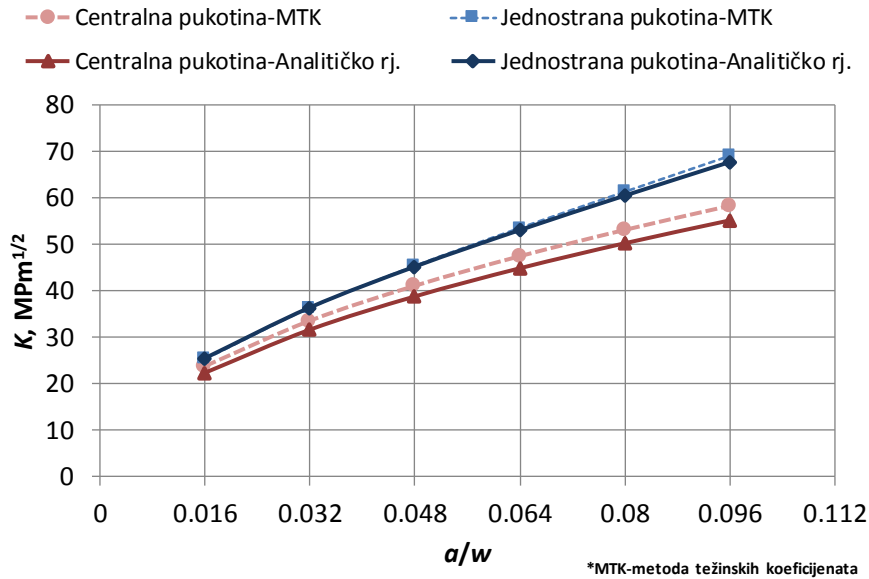
Cilj je bio istražiti mogućnosti primjene metode težinskih funkcija za računanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja kao rapidne metode za proračun propagacije pukotine.

Dok je analitička metoda primjenjiva samo u slučaju jednoliko raspoređenog opterećenja, metodom težinskih funkcija može se uzeti u obzir proizvoljno opterećenje, pod uvjetom da je funkcija raspodjele opterećenja $\sigma(x)$ poznata. Napravljena je analiza i usporedba rezultata dobivenih na temelju analitičkog rješenja i rješenja metodom težinskih koeficijenata za slučaj obične ploče s jednostranom i centralnom pukotinom. Kao što se vidi na Slici 2.15, rezultati SIF-a dobiveni metodom težinskih koeficijenata su precijenjeni u odnosu na analitičko rješenje. U slučaju jednostrane pukotine rezultati su veći za oko 2% dok su za slučaj centralne pukotine rezultati veći za 6%. Analitičko rješenje za K_I dostupno je samo za slučaj jednoliko raspoređenog opterećenja. Da bi se rezultati u slučaju linearno raspoređenog opterećenja (Slika 2.14) mogli usporediti s rezultatima metodom težinskih koeficijenata, kod analitičkog rješenja korištena je srednja vrijednost linearno raspoređenog opterećenja.

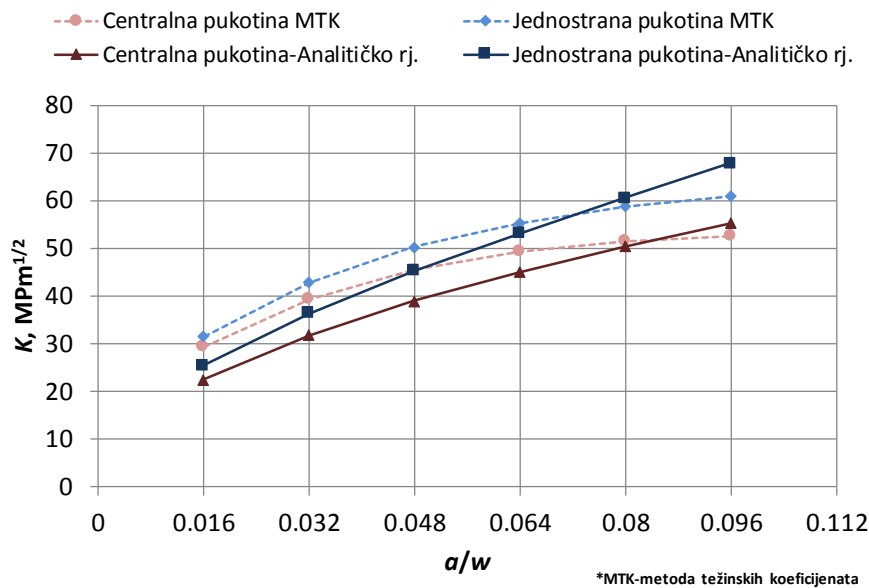


Slika 2.14 Linearna raspodjela opterećenja duž pretpostavljene linije propagacije pukotine [25]

Na Slici 2.16 vidljivo je da iako se rezultati u većoj mjeri preklapaju, u slučaju linearne raspodjele opterećenja rezultati dobiveni metodom težinskih funkcija ipak daju bolju procjenu koeficijenta intenzivnosti naprezanja.



Slika 2.15 Usporedba rezultata za koeficijent intenzivnosti naprezanja dobivenih analitički i metodom težinskih koeficijenata (MTK) (slučaj neukrepljenog panela bez pukotine) i jednoliko raspoređenoga opterećenja



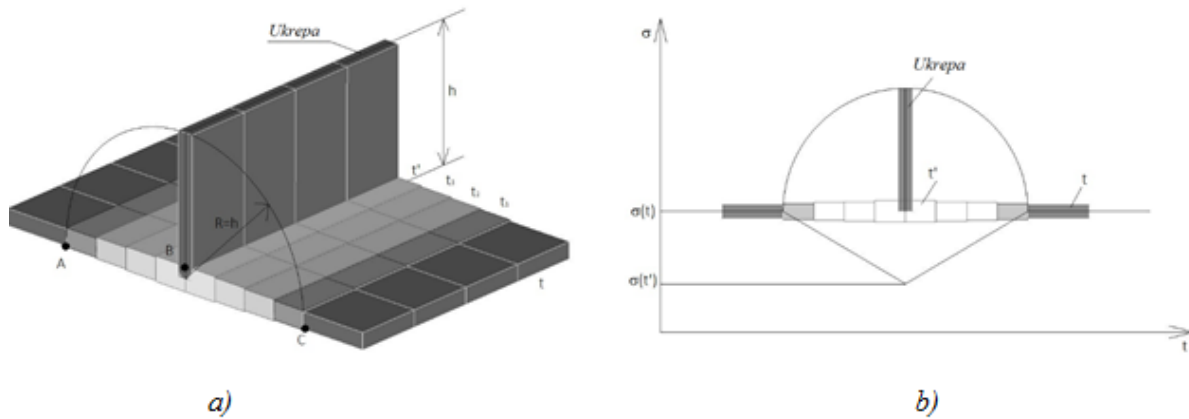
Slika 2.16. Usporedba rezultata za koeficijent intenzivnosti naprezanja dobivenih analitički i metodom težinskih koeficijenata (MTK) (slučaj neukrepljenog panela bez pukotine) i linearno raspoređenoga opterećenja

U slučaju ukrepljenog panela, metoda težinskih koeficijenata ima ograničenja jer je teško uzeti u obzir propagaciju pukotine kroz ukrepu. U istraživanju [23] predloženi su korekcijski faktori koji bi uzeli u obzir taj utjecaj, ali čak i s korekcijskim faktorima, SIF je bio puno veći u odnosu na onaj dobiven pomoću MKE.

Rješenje problema propagacije pukotine kroz ukrepu predloženo je u radu [25] gdje se SIF računa pomoću metode težinskih koeficijenata u ukrepljenom panelu. Slika 2.17 grafički opisuje predloženu metodu. Visina ukrepe h definira fiktivni raspon linearne promjene debljine oplata panela. Na taj način se uzima u obzir postojanje ukrepe i može se simulirati propagacija pukotine kroz ukrepu. Raspon od točke A do točke B predstavlja duljinu linearnog povećanja debljine ploče, a raspon od B do C predstavlja duljinu linearnog smanjenja debljine opločenja. Matematički je odnos opisan na slijedeći način:

$$t' = \frac{t}{h} = \frac{A_f + A_w}{h}, \quad (2.63)$$

gdje je A ukupna površina ukrepe, a t je debljina opločenja.



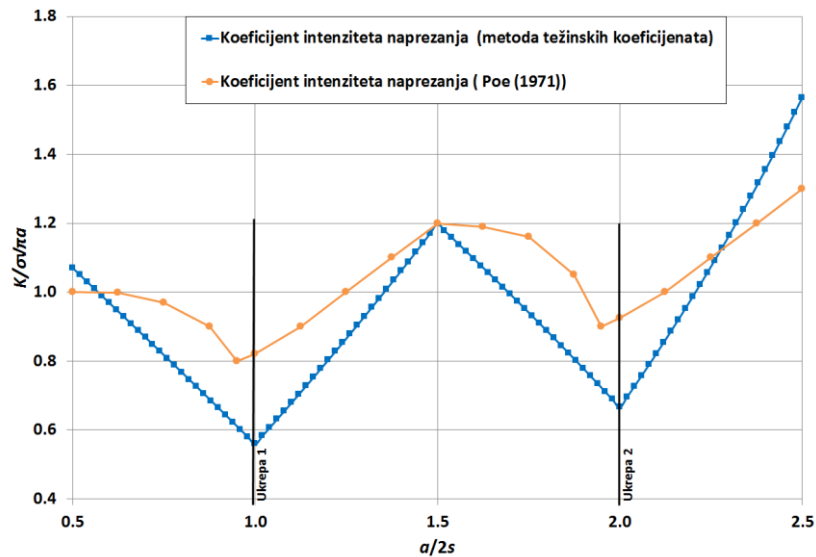
Slika 2.17. a) Predložena metoda za linearnu raspodjelu debljine opločenja s obzirom na visinu; b) Linearna raspodjela naprezanja u slučaju primjene predložene metode [25]

Naprezanje je obrnuto proporcionalno u odnosu na linearnu raspodjelu debljine (Slika 2.17., b) dok je utjecaj zavora u ovoj metodi zanemaren.

Dobiveni rezultati za K_I su normalizirani:

$$\frac{K_I}{\sigma \sqrt{\pi a}}. \quad (2.64)$$

Kvalitativna usporedba normaliziranog K_I i rezultata dobivenog pomoću analitičke metode za panel s integriranim ukrepama [29] pokazuje zadovoljavajuće poklapanje i sličan trend krivulje. Napredovanjem pukotine kroz zonu linearne raspodjele debljine, vrijednost normaliziranog K_I dobivenog metodom težinskih funkcija, opada. Nakon što pukotina prođe kroz cijelu ukrepu, tj. linearnu raspodjelu debljine, normalizirana vrijednost K_I ponovno raste do nailaska na slijedeću ukrepu. U slučaju više ukrepa, cijeli proces bi se ponavljao.

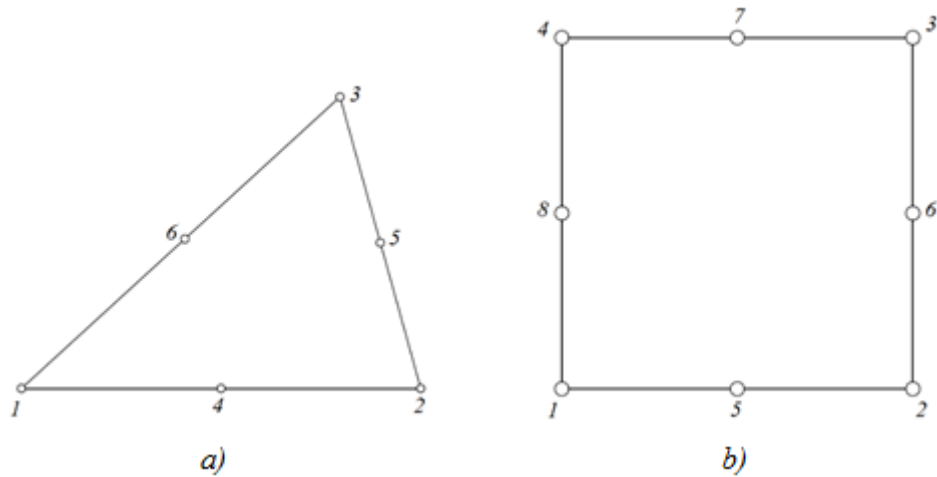


Slika 2.18. Kvalitativna usporedba rezultata dobivenih pomoću predložene metode linearne distribucije debljine i rezultata dobivenih pomoću analitičke metode za panel s integriranim ukrepama

Bitno je naglasiti da je usporedba samo kvalitativna i da širina ploče ima veliki utjecaj na normaliziranu vrijednost K_I . U radu [25] spomenuta metoda je primijenjena na slučaj ukrepljenog panela s idealiziranim oblikom oštećenja. Zaključak je da ukrepe u manjoj mjeri smanjuju SIF i da iako bi se metoda težinskih funkcija mogla koristiti za brzu procjenu SIF-a na oštećenom brodu, potrebna su dodatna istraživanja i verifikacije.

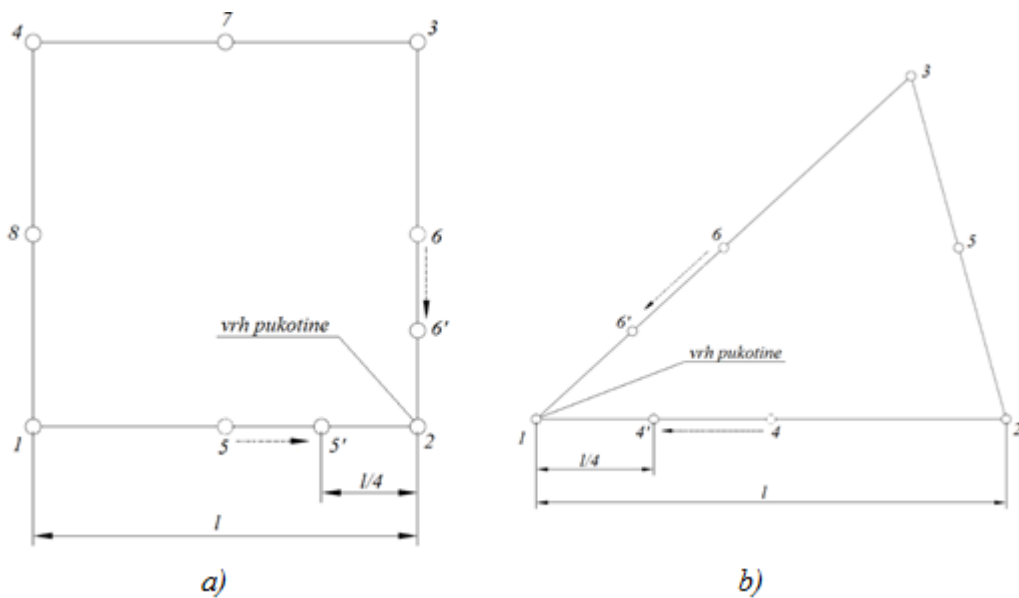
2.3.3 Metoda pomaka (eng. Displacement Method)

Metoda se temelji na načelu da se pomaci dobiveni analizom KE izjednačavaju s analitičkim rješenjem izraženim preko koeficijenta intenzivnosti naprezanja (vidi izraze za u_x i u_y). Da bi se riješio problem singularnosti oko vrška pukotine koriste se trokutasti elementi višeg reda s međučvorovima (eng. parabolic triangle elements) (Slika 2.19., a) dok se za područje u blizini pukotine koriste četverokutni elementi višeg reda s međučvorovima (eng. parabolic quad elements) (Slika 2.19., b).

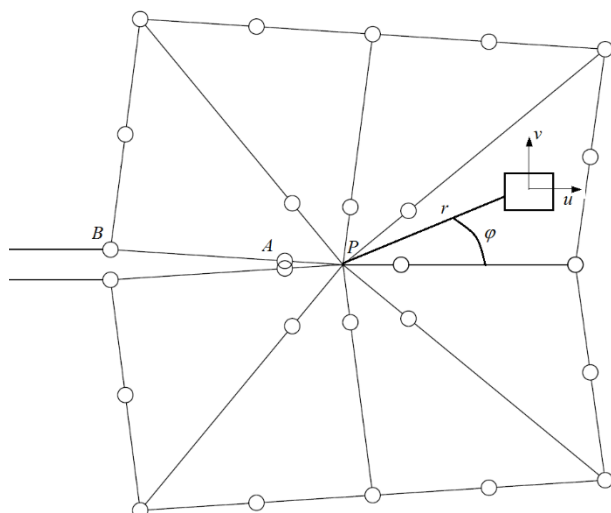


Slika 2.19. a) Trokutasti element višeg reda s međučvorovima (6 čvorova) (eng. parabolic triangle element); b) Četverokutni element višeg reda s međučvorovima (8 čvorova) (eng. parabolic quad element)

Na Slici 2.20 shematski je prikazan način pomicanja međučvorova između glavnih vrhova na $l/4$ u blizini vrha pukotine.



Slika 2.20. a) Četverokutni element višeg reda; pomicanje međučvorova 5 i 6 na $l/4$ udaljenosti od vrha pukotine u čvoru 1; b) Trokutasti element višeg reda; pomicanje međučvorova 4 i 6 na $l/4$ udaljenosti od vrha pukotine u čvoru 1



Slika 2.21. Trokutasti element višeg reda pri vršku pukotine s pomaknutim čvorovima na 1/4 ukupne duljine elementa

Čvorovi između glavnih vrhova trokutastih elemenata višeg reda oko vrška pukotine pomaknuti su na $l/4$, pri čemu je l duljina ruba elementa (Slika 2.21). Na taj način je opisana linearno-elastična singularnost $1/\sqrt{r}$ za deformaciju pri vrhu pukotine. Za propagaciju dvodimenzionalne pukotine u smjeru osi y , tj. $\varphi=180$, izraz za pomak okomit na ravninu pukotine glasi [61]:

$$v = K_I \frac{1+\nu}{4E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \left\{ (2\kappa+1) \sin \frac{\varphi}{2} - \sin \frac{3\varphi}{2} \right\} + \frac{A_1(1+\nu)r}{E} (\kappa-3) \sin \varphi + \frac{A_2(1+\nu)r^{\frac{3}{2}}}{E} \left\{ \frac{(2\kappa-1)}{3} \sin \frac{3\varphi}{2} - \sin \frac{\varphi}{2} \right\} + \dots \quad (2.65)$$

A_i je koeficijent koji ovisi o geometriji i opterećenju. U vrhu pukotine, gdje je $r=0$, pomak $v=0$ koeficijent intenzivnosti napreznja glasi:

$$K_I = \frac{E}{3(1+\nu)(\kappa+1)} \sqrt{\frac{2\pi}{l}} (8v_A - v_B). \quad (2.66)$$

Odnosno, nakon što se E zamijeni s efektivnim modulom elastičnosti E' u slučaju ravninskog napreznja i $E/(1-\nu^2)$ za stanje ravninske deformacije, jednadžba glasi:

$$K_I = \frac{E'}{12} \sqrt{\frac{2\pi}{l}} (8v_A - v_B). \quad (2.67)$$

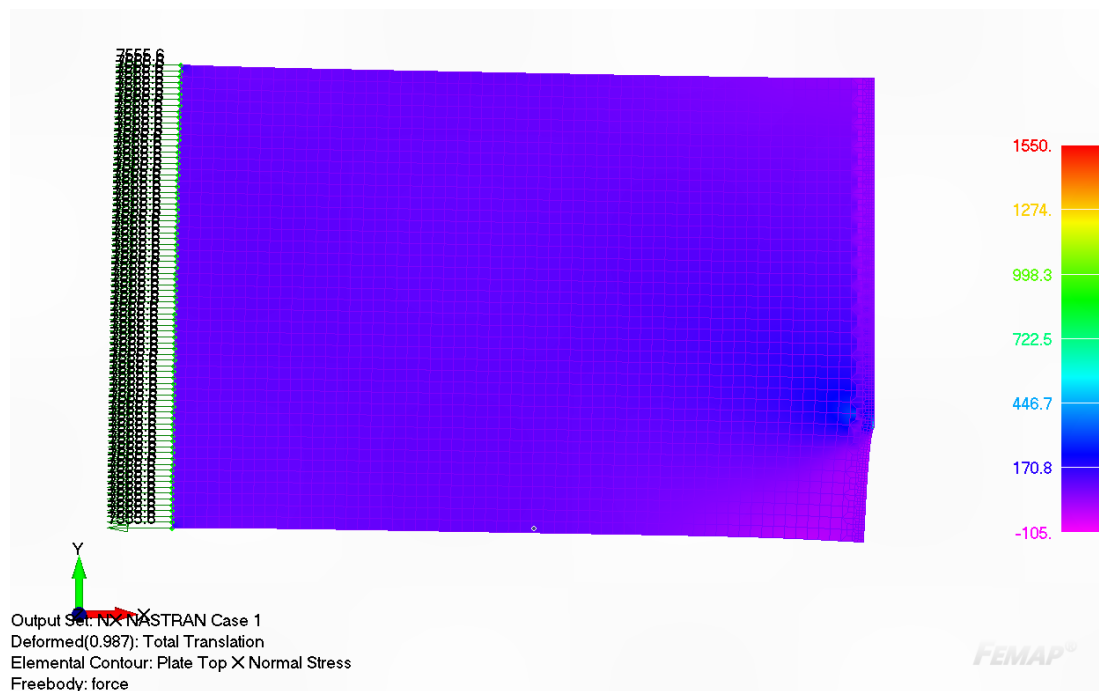
Jednadžba (2.67) se može dodatno pojednostaviti ako se gleda samo pomak u točki A, v_A . Tada je koeficijent intenzivnosti napreznja [62]:

$$K_I = \frac{E'}{2} \sqrt{\frac{2\pi}{l}} v_A. \quad (2.68)$$

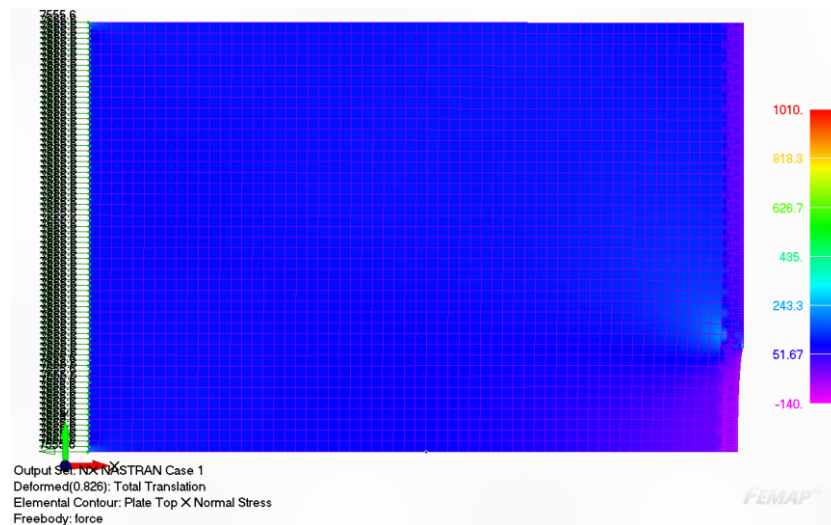
Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenog pomoću analitičke metode i metode pomaka

Pomoću MKE u programu FEMAP s NX Nastranom modelirana je polovica polu-beskonačne neukrepljene ploče s pukotinom na jednoj strani (Slika 2.22). Veličina mreže KE na cijeloj ploči iznosi txt , gdje je t debljina ploče. Jedan kraj ploče opterećen je na vlak pomoću sila u čvorovima, dok su na drugom kraju postavljeni uvjeti simetričnosti. Na elementima duž pukotine rubni uvjeti se ne primjenjuju (slobodni rub). U prvom koraku, pretpostavljena duljina pukotine je jednaka duljini jednog konačnog elementa, s tim da je međučvor na konačnom elementu pomaknut na 1/4 udaljenosti KE od vrha pukotine. Pukotina se povećava za jedan konačni element prije svake nove analize i računa se novi SIF za pripadnu veličinu pukotine.

a)

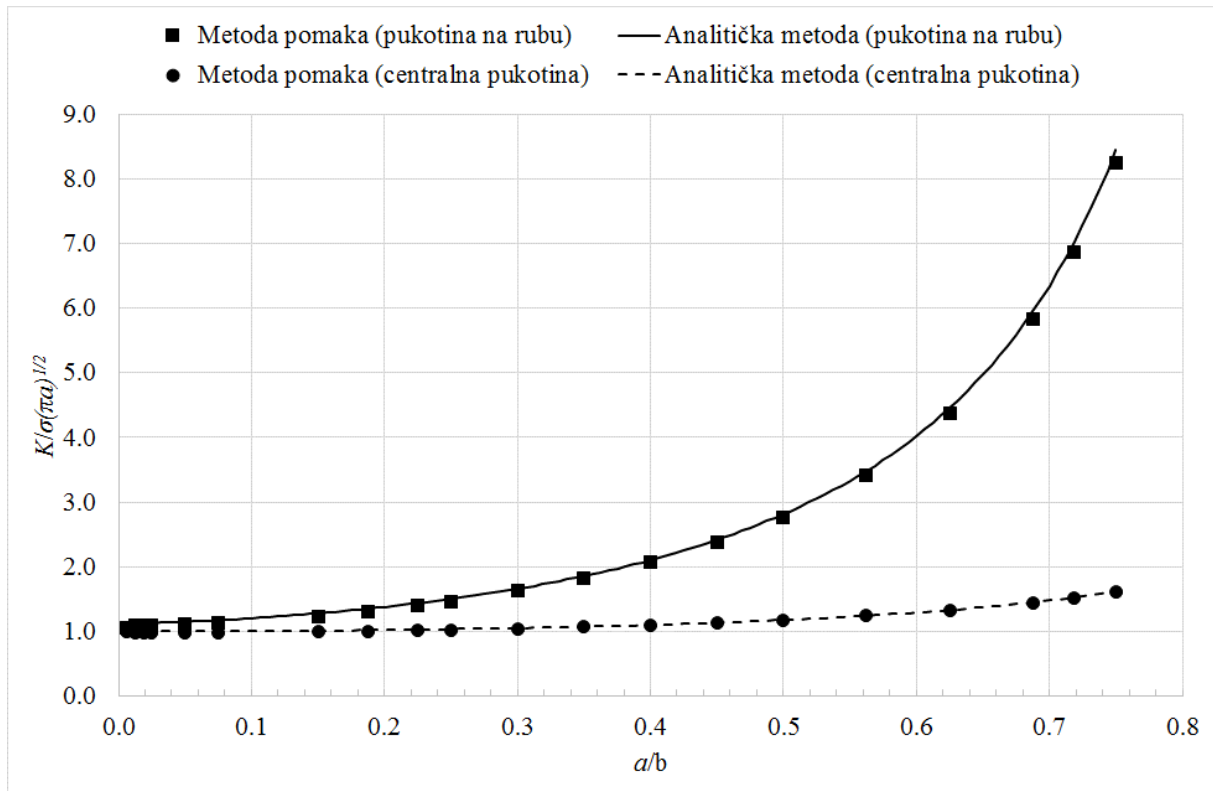


b)



Slika 2.22. Model neukrepljene polu-beskonačne ploče opterećena silom u čvorovima i raspodjela nominalnih naprezanja [MPa]: a) pukotina na rubu; b) centralna pukotina

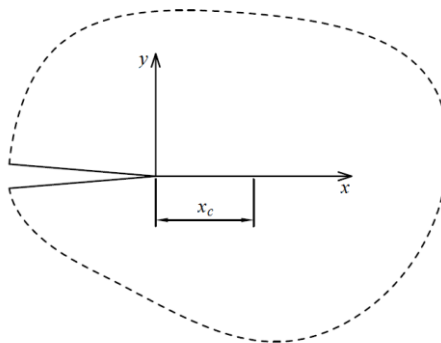
Primijenjena je metoda pomaka i očitani su pomaci u čvorovima za elemente prema Slici 2.21. Za računanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja analitičkom metodom, korišten je izraz (2.59), dok je za računanje pomoću metode pomaka primijenjen izraz (2.68). Usporedba rezultata na dijagramu pokazuje izuzetno dobro poklapanje (Slika 2.23), što nas dovodi do zaključka da bi se metoda pomaka mogla primijeniti za brzu procjenu koeficijenta intenzivnosti naprezanja i za složenije slučajeve.



Slika 2.23. Usporedba normaliziranih vrijednosti K_I dobivenih analitički metodom (model polu-beskonačne neukrepljene ploče)

2.3.4 Metoda sila u čvorovima (eng. Force Method)

Metoda sila je relativno jednostavna metoda koja se temelji na proračunu sila u čvorovima duž pretpostavljene linije pukotine [63]. U odnosu na druge metode ne zahtjeva modeliranje posebnim singularnim KE na vrhu pukotine, primjenjiva je i na visoko anizotropne materijale, a može se koristiti i kod problema pukotina s različitim načinom otvaranja (vidi poglavlje 2.2).



Slika 2.24. Lokalni koordinatni sustav za ortotropno tijelo s pukotinom

Na Slici 2.24 je prikazano ortotropno tijelo i lokalni koordinatni sustav. Ako se pretpostavi da na njega djeluje mješovito opterećenje (1. i 2. način otvaranja pukotine) i da se pukotina širi u smjeru osi x , tada su naprezanja u smjeru osi x i u vrhu pukotine jednaka:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}}, \quad (2.69)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi x}}. \quad (2.70)$$

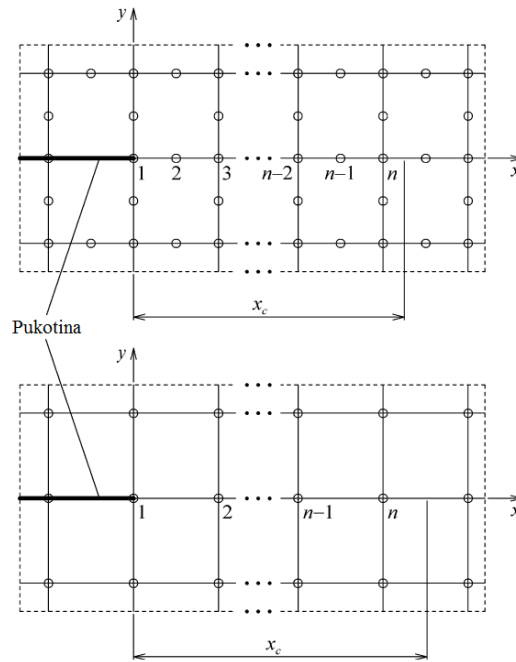
Ukupno djelovanje sila duž ligamenta x_c jednako je:

$$F_y = \int_0^{x_c} \sigma_y dx = K_I \sqrt{\frac{2x_c}{\pi}}, \quad (2.71)$$

$$F_x = \int_0^{x_c} \tau_{xy} dx = K_{II} \sqrt{\frac{2x_c}{\pi}}. \quad (2.72)$$

Vrijednosti se mogu izračunati iz sila u čvorovima, pomoću MKE.

Prilikom modeliranja MKE koriste se četverokutni 8-čvorni ili 4-čvorni KE. Potencijalni problem predstavlja definiranje vrijednosti x_c kao i definiranje sile u čvorovima koja će se koristiti prilikom proračuna. Kod 8-čvornih elemenata x_c se definira kao udaljenost između čvora elementa koji se nalazi u vrhu pukotine (u kome je postavljeno i ishodište koordinatnog sustava) i 1/4 duljine zadnjeg elementa koji ulazi u analizu. U slučaju 4-čvornih elemenata, x_c se definira kao udaljenost između čvora elementa koji se nalazi u vrhu pukotine i 1/2 duljine zadnjeg elementa koji se analizira. Navedeni princip definiranja vrijednosti x_c prikazan je grafički na Slici 2.25.



Slika 2.25. Definiiranje udaljenosti x_c pomoću mreže KE sastavljene pomoću 8-čvornih (gore) i 4-čvornih elemenata (dolje) [63]

Izrazi za procjenu koeficijenta intenzivnosti napreznja tada glase:

$$K_I' = \sqrt{\frac{\pi}{2x_c}} \sum_{i=1}^n F_{y,i}, \quad (2.73)$$

$$K_{II}' = \sqrt{\frac{\pi}{2x_c}} \sum_{i=1}^n F_{x,i}. \quad (2.74)$$

K_I i K_{II} konačno se računaju ekstrapolacijom do $x_c=0$. Metoda sila ne zahtjeva poznavanje složenih odnosa SIF-pomak kao što je to slučaj kod metode pomaka. Ako se dovoljno pažljivo odabere udaljenost x_c ukupni zbroj sila dat će točniji rezultat u odnosu na točnost očitanih vrijednosti pomaka čvorova.

2.3.5 J -integral ili Griffithova metoda energije

J -integral povezan je s oslobođenom energijom prilikom propagacije pukotine i predstavlja mjeru za intenzitet deformacije pri vrhu pukotine. Primjenjiv je i za slučaj linearne i nelinearne mehanike loma s tim da je u linearnom slučaju izravno povezan s koeficijentom intenzivnosti napreznja. J -integral je matematički opisan kao konturni integral [49][64]:

$$J = \int_{\Gamma} \left[W dy - T_i \left(\frac{\partial U_i}{\partial x} \right) ds \right], \quad (2.75)$$

gdje je:

Γ - kontura oko vrha pukotine

W - gustoća deformacijske energije

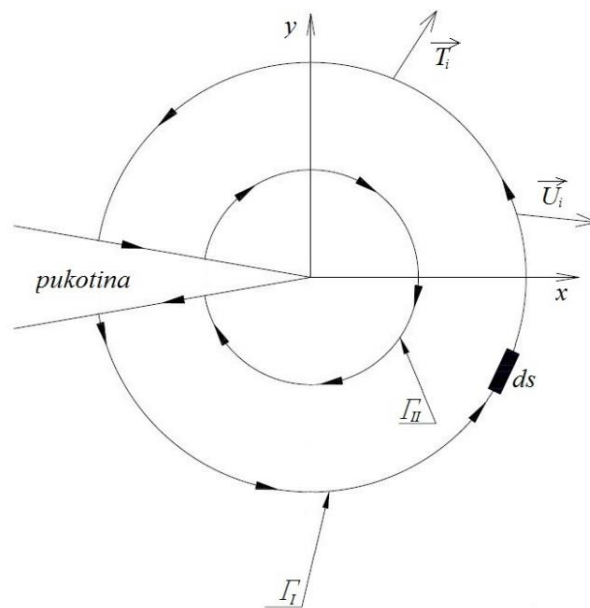
T_i - i -ta komponenta vektora naprezanja na ds

U_i – i -ta komponenta vektora pomaka

x, y – koordinate u pravokutnom koordinatnom sustavu

ds – diferencijalna duljina konture Γ

Na Slici 2.26 shematski su opisane konturne krivulje Γ_I i Γ_{II} te pripadni parametri iz prethodne jednadžbe (2.75).



Slika 2.26. Konture Γ_I i Γ_{II} koje okružuju vrh pukotine

Matematički je dokazano da J -integral ne ovisi o izboru krivulje po kojoj se određuje, tj. rezultati dobiveni konturnom krivuljom Γ_I identični su rezultatima dobivenim konturnom krivuljom Γ_{II} . Navedena zakonitost je od temeljnog značaja za numerička rješenja oko vrha pukotine. Naime, numerička su rješenja uslijed singularnosti oko vrška pukotine često netočna i točnost im se povećava s udaljenošću od vrha. Koristeći J -integral otvara se mogućnost

definiranja konturne krivulje koja je dovoljno udaljena od vrha pukotine i sadržava jedino elastične pomake i opterećenja. Za linearno elastični slučaj to bi značilo:

$$J = G = \frac{K_I^2}{E} \text{ za slučaj ravninskog stanja naprezanja,} \quad (2.76)$$

$$J = G = \frac{K_I^2}{E} (1 - \nu^2) \text{ za slučaj ravninskog stanja deformacije.} \quad (2.77)$$

Zbog kompleksnosti proračuna J -integrala, danas se najviše koriste tehnike i MKE pomoću kojih se definiraju izrazi za računanje J -integrala. Također, mnogi komercijalni programi, npr. ANSYS, ABAQUS i sl., imaju razvijene i ugrađene rutine postprocesiranja i za računanje J -integrala.

2.3.6 Odabir metode za brzu procjenu SIF-a

Jedan od osnovnih međurezultata koje je potrebno ostvariti za korištenje u analizi propagacije pukotine tijekom teglja brodske konstrukcije je odabir metode za brzu procjenu koeficijenta intenzivnosti naprezanja. S tim ciljem je napravljen pregled i ispitivanje najzastupljenijih metoda. Zaključeno je da:

- iako jednostavne i brze, analitičke metode primjenjive su pouzdano samo na neukrepljene ploče i ne bi dale zadovoljavajuće rezultate za slučaj ukrepljenog panela. Primjenom principa superpozicije, navedeno ograničenje je moguće izbjeći na način da se kompleksni sustavi podjele na više jednostavnih koji se potom superponiraju, međutim kao što je već napisano u poglavlju 0 javljaju se problemi pogrešaka uslijed približnih rubnih uvjeta koji se prilikom superponiranja zbrajaju i tako dovode do akumulacije greški. Uz to, rezultirajuće opterećenje mora biti vlačno i svi koeficijenti intenzivnosti koji se superponiraju moraju imati jednak način otvaranja pukotine. Analitičke metode ne mogu obuhvatiti problem linearne raspodjele opterećenja duž pukotine.

- u načelu brza metoda težinskih funkcija se može, za razliku od analitičkih metoda, primijeniti i na slučaj linearno raspoređenog opterećenja duž pukotine. Problem ove metode jest primjena na ukrepljene ploče, kompleksne konstrukcije i propagaciju pukotina kroz ukrepe. Ova metoda ne uzima u obzir napredovanje pukotine kroz ukrepu. Iako su predloženi korekcijski faktori za rješavanje ovog nedostatka, iznos koeficijenta intenzivnosti naprezanja je i dalje bio velik u odnosu na onaj koji je dobiven MKE. Za vrijeme izrade doktorata definirana je metoda kojom bi se moglo uzeti u obzir propagacija pukotine kroz ukrepu na način da se debljina opločenja

na mjestu ukrepe jednoliko raspodjeli po opločenju s obzirom na visinu ukrepe. Rezultati su kvalitativno uspoređeni s rezultatima dostupnim u literaturi. Iako je usporedba pokazala zadovoljavajući trend ponašanja krivulje, potrebno je dodatno istraživanje da bi se predložena metoda primijenila na kompleksne konstrukcije.

- metoda sila u čvorovima ne zahtjeva poznavanje složenih odnosa SIF-pomak kao što je to slučaj kod metode pomaka i ako se dovoljno pažljivo odabere udaljenost x_c ukupni zbroj sila dat će točniji rezultat u odnosu na točnost očitanih vrijednosti pomaka čvorova. Nedostatak metode sila je u veličini konačnih elemenata jer se za modeliranje pukotine koristi vrlo fina mreža konačnih elemenata (≈ 1 mm). U slučaju većih i složenijih konstrukcija, poput broda, modeliranje tako fine mreže bi znatno usporilo cijeli proces.

- J -integral metoda ima vrlo veliku primjenu u današnje vrijeme ponajviše zahvaljujući razvoju kompjutera, međutim najveći nedostatak je kompleksnost samog proračuna. Za brzu procjenu koeficijenta intenzivnosti naprezanja J -integral metodom potrebno je koristiti jedan od programskih paketa koji imaju ugrađene procedure za računanje J -integrala, primjerice ANSYS. S obzirom da primjereni software nije bio dostupan prilikom izrade doktorata ova metoda nije dodatno istražena.

-metoda pomaka u čvorovima je brza i ne zahtjeva komplicirano modeliranje KE. Usporedba rezultata s rezultatima dobivenim analitičkom metodom iznimno je zadovoljavajuća, gotovo potpuno preklapanje rezultata. Osim brzine zadovoljen je i kriterij za primjenom u dostupnim programima.

Pregledom je zaključeno kako je metoda pomaka u čvorovima najprikladniji odabir s obzirom na navedene kriterije i problematiku u ovom radu.

3. Analiza dinamičke izdržljivosti oštećene brodske konstrukcije

Oštećena brodska konstrukcija je geometrijski složena jer se osim ukrepljenih panela sastoji od niza uzdužnih i poprečnih nosača. Kako je već spomenuto u Uvodu, oštećenje nastalo sudarom ili nasukavanjem ima vrlo nepravilnu geometriju i niz manjih pukotina po cijelom obodu otvora, stoga je bitno prilikom analize što realnije prikazati oštećenje. Oštećeni brod je izložen stalnom fluktuirajućem valnom opterećenju uslijed kojeg može doći do iscrpljivanja dinamičke izdržljivosti konstrukcije. Obzirom na vremensko razdoblje spašavanja oštećenog broda (red veličine jedan ili dva tjedna), potrebno je istražiti moguće utjecaje niskocikličkog i visokocikličkog zamora.

3.1 Opis tankera za prijevoz nafte korištenog kao ogledni primjer

Pomoću MKE u programu FEMAP modeliran je neoštećeni i oštećeni tanker, tipa Aframax, s osnovnim parametrima u Tablici 3.1. Struktura je napravljena od mekog čelika (S235), osim elemenata koji pridonose uzdužnoj čvrstoći (paluba i dno) koji su napravljeni od čelika povišene čvrstoće (S355).

Tablica 3.1. Osnovne značajke broda klase Aframax

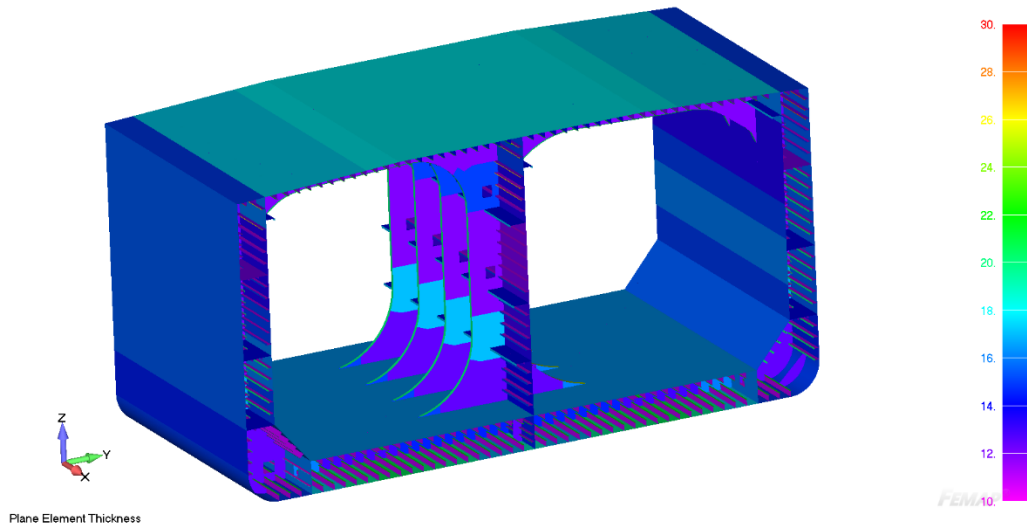
Parametar	Vrijednost, Jedinice
Duljina između osnovica, L_{PP}	234 [m]
Širina, B	40 [m]
Visina, D	21 [m]
Gaz, T	14 [m]
Nosivost, DWT	105000 [dwt]

3.1.1 Modeliranje neoštećene brodske konstrukcije MKE

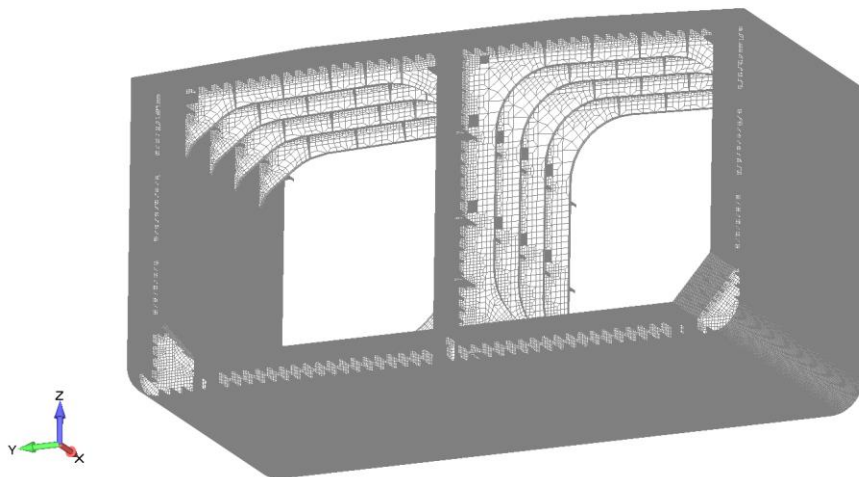
Model neoštećenog broda obuhvaća pet razmaka okvirnih rebara i veličinu mreže KE 100x100 mm. Nešto grublja mreža je na elementima poprečne strukture. Svi strukturni elementi modela uključujući i pojasne trake, modelirani su pomoću ljuskastih konačnih elemenata CQUAD u NX Nastranu. Prilikom modeliranja posebno se vodilo računa o tome da se izbjegnu nepravilni (distordirani) i trokutasti elementi gdje god je to bilo moguće, dok su četverokutni elementi modelirani na način da je omjer duljine i širine ≈ 1 .

Model KE je prvi put izrađen i testiran za potrebe nelinearne analize granične čvrstoće [65] te je zatim korišten za brojne primjene [13][66]. Na Slici 3.1 prikazan je model neoštećenog broda.

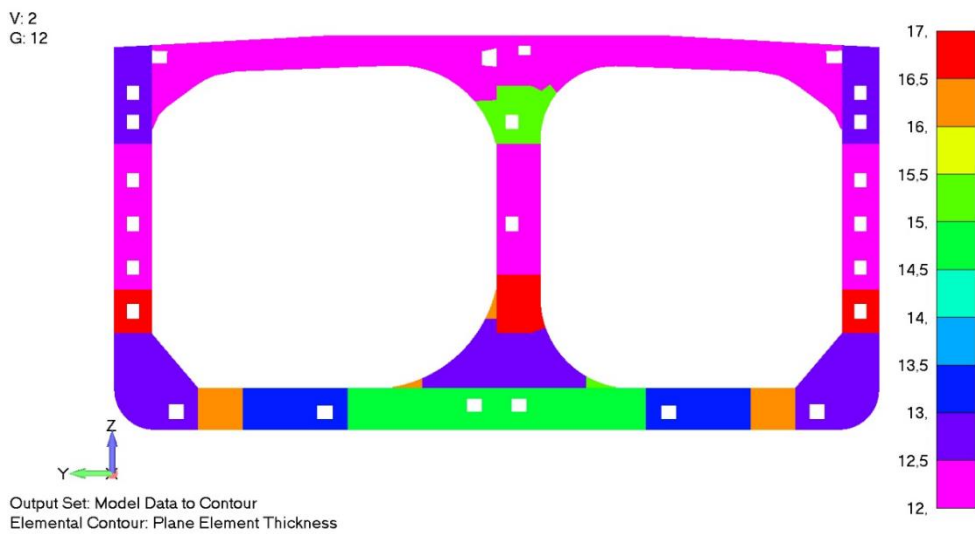
a)



b)

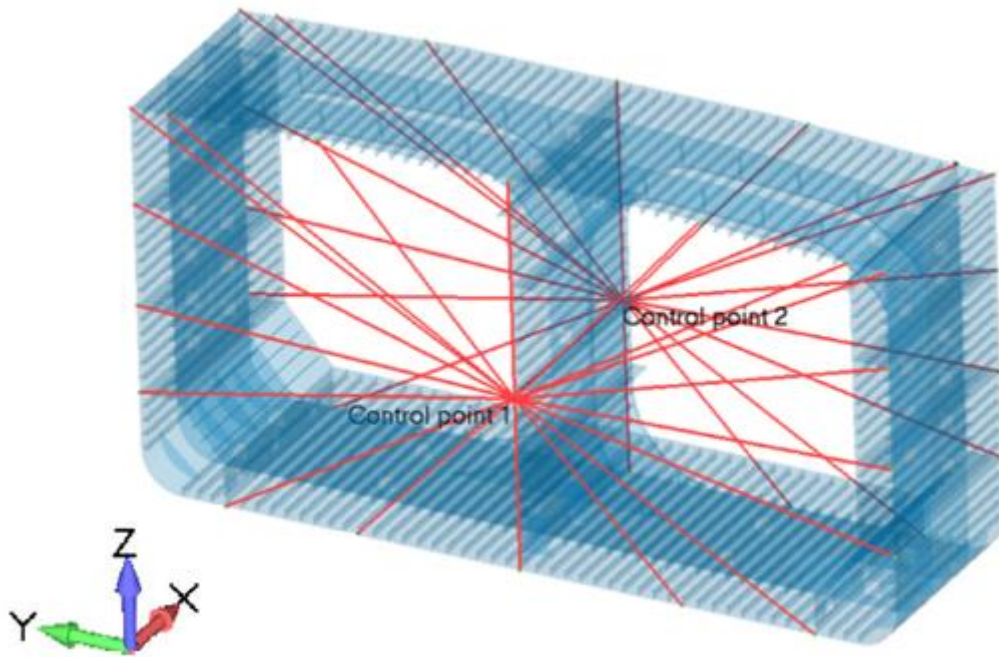


c)



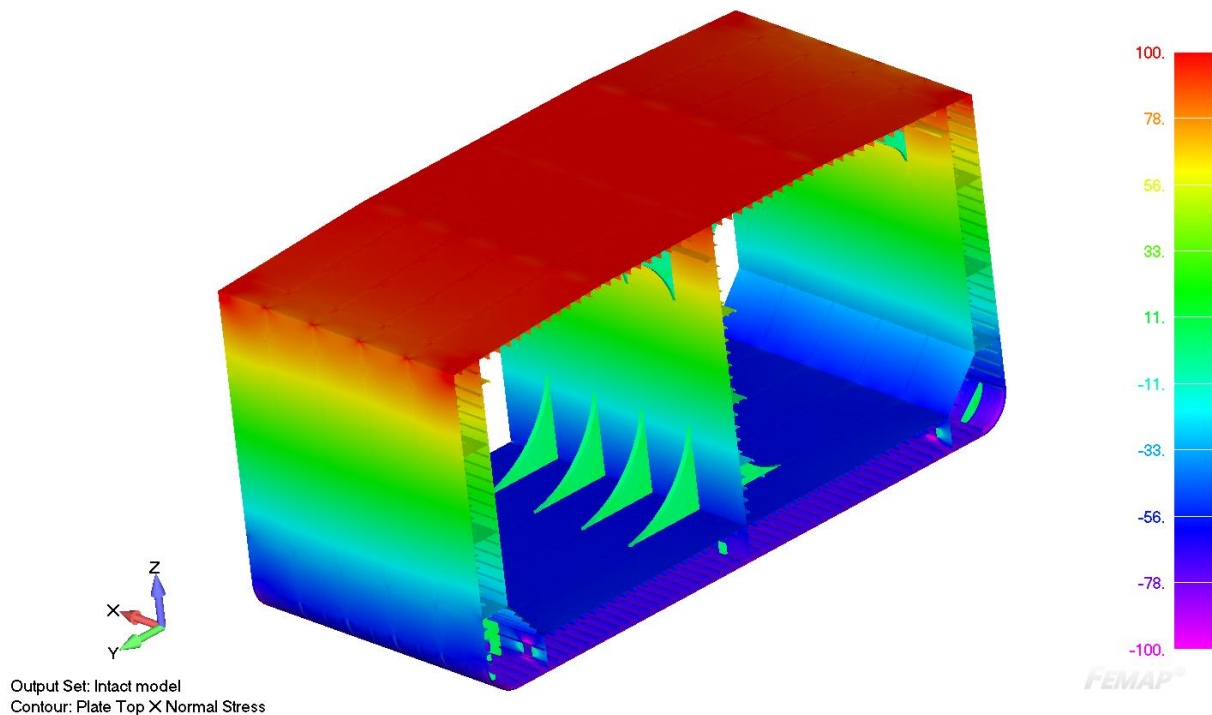
Slika 3.1. a) Raspodjela debljina strukturnih elemenata na neoštećenom modelu; b) mreža KE po modelu; c) debljina strukturnih elemenata na glavnom okviru [65]

Slika 3.2 opisuje rubne uvjete na modelu i pripadni koordinatni sustav. Na krajevima modela, u težištu poprečnog presjeka, smještene su kontrolne (referentne) točke. Poprečni presjek na strani kontrolne točke 1 definiran je kao krmeni poprečni presjek, dok je u točki 2 definiran pramčani poprečni presjek. Svi ostali čvorovi mreže KE na tim presjecima spojeni su na kontrolnu točku pripadnog poprečnog presjeka. Tako definirani poprečni presjeci ponašaju se kao kruto tijelo. Spriječeno je zakretanje oko osi z .



Slika 3.2 Rubni uvjeti [65]

Uz pretpostavku linearne distribucije deformacije po poprečnom presjeku u vertikalnom smjeru, narinut je moment savijanja na neoštećenom modelu KE. Kroz kontrolnu točku prolazi neutralna os, a oko nje je narinut moment savijanja u obliku prisilne rotacije. Radi boljeg razumijevanja i vizualizacije rezultata, kut rotacije odabran je tako da rezultira nominalnim naprežanjem od 100 MPa preko čitave palube (model neoštećenog broda) što se vidi i na Slici 3.3.



Slika 3.3. Model neoštećenog broda s raspodjelom nominalnog naprezanja [MPa] po glavnoj palubi[65]

Kod oštećene brodske konstrukcije doći će do promjene u koncentraciji naprezanja pa će naprezanja uslijed narinute rotacije u nekim područjima glavne palube kod oštećenog broda biti znatno veća od nominalnog naprezanja od 100MPa.

3.1.2 Modeliranje oštećenja brodske konstrukcije

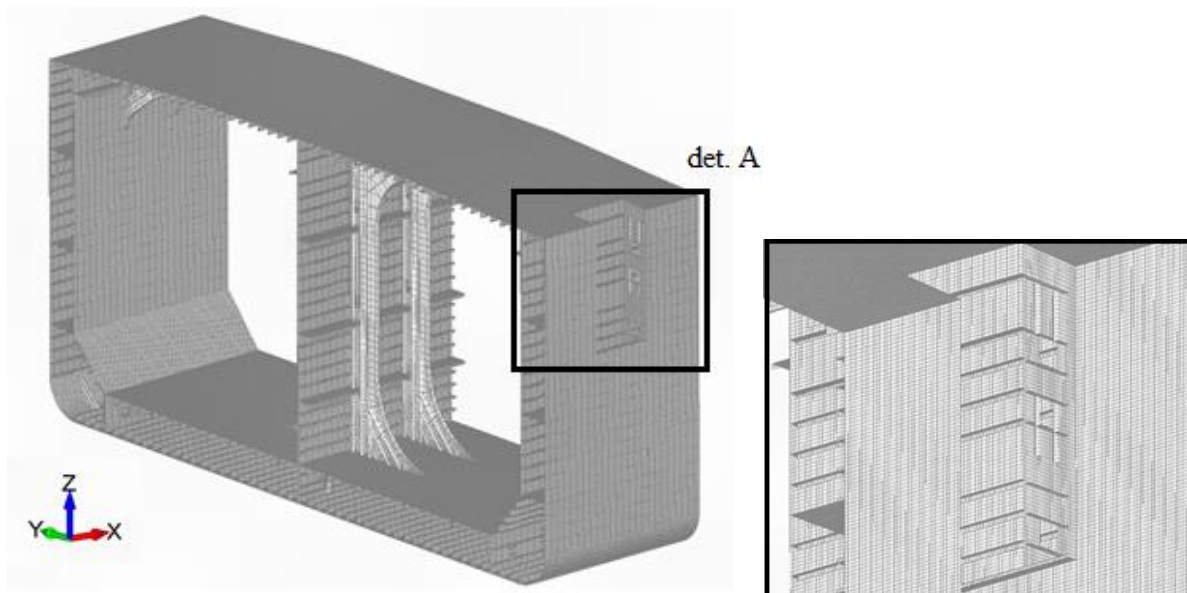
Pristupi za analizu sudara dvaju brodova se okvirno mogu podijeliti na eksperimentalne, numeričke simulacije i pojednostavljene analitičke metode, s tim da se eksperimentalni podaci uglavnom koriste za validaciju rezultata dobivenih analitičkom metodom ili numeričkom simulacijom [67]. Većina scenarija sudara u numeričkim simulacijama temelji se na pretpostavci da je model pramca koji udara kruto tijelo, a bok broda deformabilno tijelo [68]. Ista pretpostavka se često koristi i kod primjene analitičkih metoda [69].

Oblik oštećenja nastao prilikom sudara ili nasukavanja ima nepravilni oblik i nepravilan rub. U sudaru brodova, na udarenom brodu obično nastanu dva oštećenja: oštećenje od bulba broda koji udara (na boku udarenog broda) i oštećenje od pramca broda koji udara (na spoju glavne palube i boka udarenog broda). Na oblik i veličinu oštećenja utječu još i mjesto sudara po duljini broda, kut pod kojim je došlo do sudara i brzina broda koji udara. Oblik oštećenja moguće je idealizirati na više načina: 3D „kutijasto“ oštećenje, 2D „kutijasto“ oštećenje, „pojednostavljeno realno“ oštećenje i „realno“ oštećenje. U nastavku je dano kratko pojašnjenje vezano uz svaki od navedenih oblika.

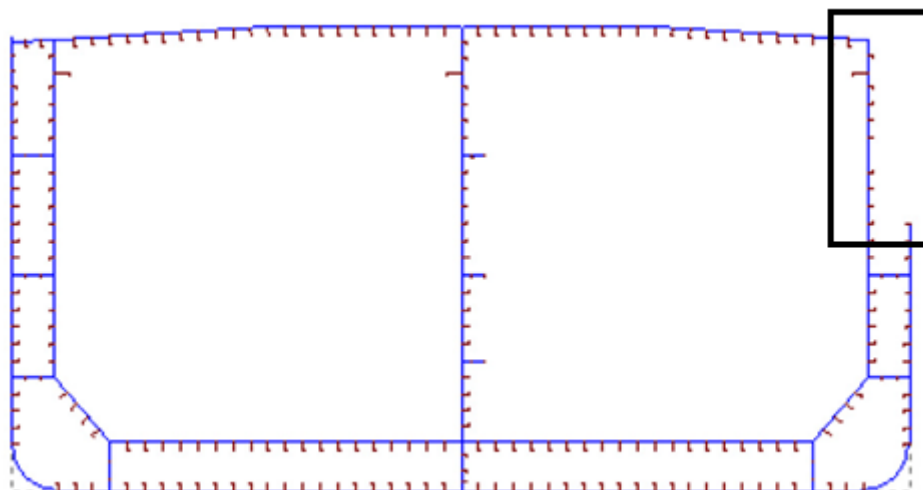
Klasifikacijsko društvo IACS [9] definira oblik oštećenja uslijed sudara u obliku 3D „kutijastog“ oštećenja. Opisana „kutija“ proteže se po visini broda od palube prema dnu, dok je širina „kutije“ obično ograničena na prostor između okvirnih rebara. Na Slici 3.4 i 3.5 prikazan je primjer „kutijastog“ načina modeliranja oblika oštećenja. Iako je ovakav način modeliranja oštećenja očito pojednostavljen pristup, danas se najčešće susreće u literaturi [10]. Prilikom modeliranja ovog oblika oštećenja simulira se sveukupna nastala šteta od pramca i bulba zajedno iako u realnosti oštećenje tako ne izgleda. Pristup je inicijalno predviđen za analizu nepotopivosti broda, ali se naknadno počeo koristiti i za analizu preostale uzdužne čvrstoće.

Za modeliranje 2D „kutijastog“ oblika oštećenja može se koristiti software MARS [70]. Kao što se vidi na Slici 3.4 i 3.5, 2D oštećenje se modelira na način da se definira visina i dubina oštećenja, ali ne i duljina. Na mjestu pretpostavljenog oštećenja strukturni elementi se ne definiraju [65][66]. U istim radovima raspon oštećenja koji je definiran po visini broda aproksimira dvojako oštećenje od pramca i bulba koji nastaju u stvarnosti. Sličan primjer 2D modeliranja oštećenja može se pronaći i u [16].

a)

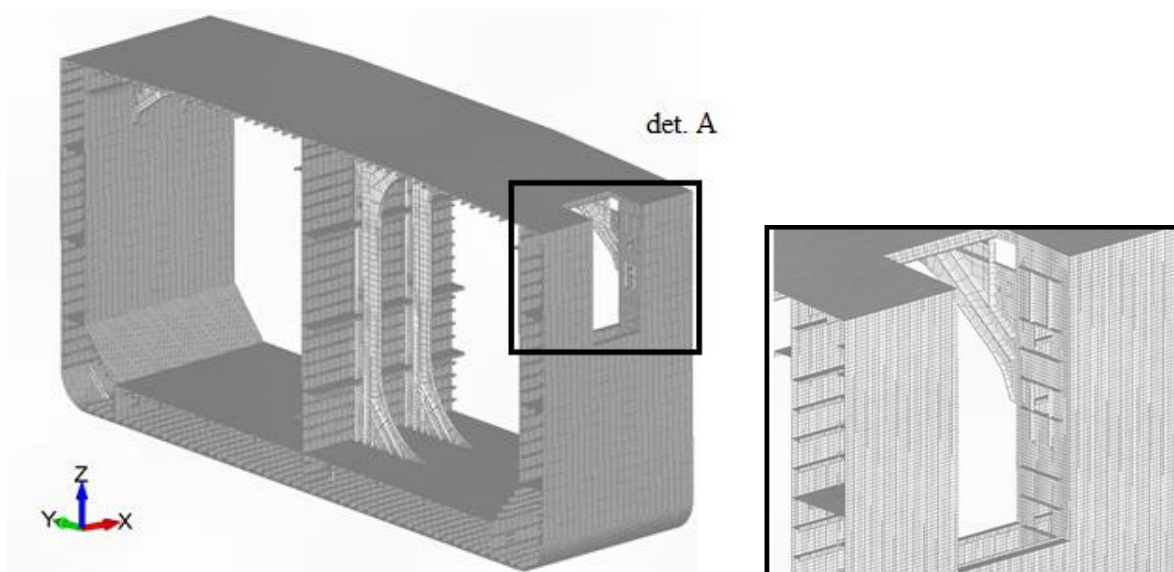


b)

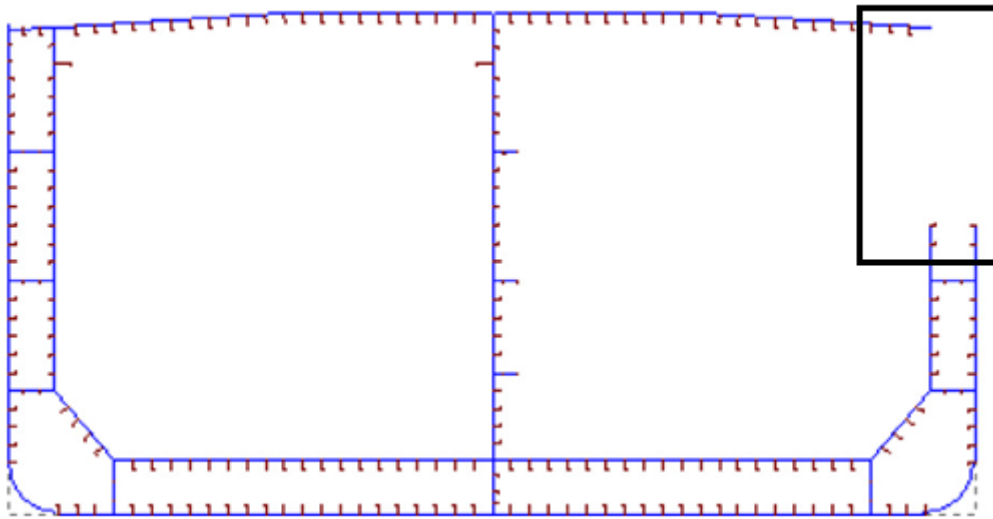


Slika 3.4. a) Model oštećenog dijela broda konačnim elementima s visinom oštećenja 40% visine broda (oštećenje samo vanjske oplata) i pripadnim detaljem A „kutijastog“ oštećenja; b) 2D model s istaknutim „kutijastim“ oštećenjem u programu MARS [65]

a)



b)



Slika 3.5 a) Model oštećenog dijela broda s visinom oštećenja 40% visine broda (oštećenje vanjske i unutarnje oplata) i pripadni detalj A „kutijastog“ oštećenja; b) 2D model s istaknutim „kutijastim“ oštećenjem u programu MARS [65]

U radu [16] su na temelju rezultata numeričkih simulacija identificirani različiti scenariji sudara. „Pojednostavljeno realno“ oštećenje je idealizirano u smislu pozicije i raspona oštećenja po širini i visini broda. Raspon oštećenja u smjeru duljine broda nije u ovom slučaju razmatran. Prilikom modeliranja idealiziranog oštećenja, autori su koristili programski paket ALPS/HULL koji se temelji na metodi ISFEM (eng. Intelligent superset finite element model). Za razliku od prethodnih slučajeva, [65][66], u radu [16] oštećenje od pramca i oštećenje od bulba modelirano je zasebno.

Kod definiranja „pojednostavljeno realnog“ oštećenja koristi se princip preklapanja geometrije modela. Primjer takvog pristupa je opisan u radu [71]. Elementi koji su u preklapanju brišu se jer su „oštećeni“, tj. izgubili su čvrstoću. Preklapanjem opisane geometrije broda koji udara i geometrije broda koji je udaren [72], dobiju se različiti scenariji oštećenja. Primjenom programa View3D [73], KE koji su preklopljeni, brišu se s udarenog broda.

Prilikom simulacija realne dinamike sudara u obzir se mogu uzeti i plastične deformacije koje nastaju po obodu oštećenja s obzirom na to da se u stvarnosti strukturni elementi tijekom sudara plastično deformiraju i lome. To je ujedno i osnovna razlika između modeliranja „pojednostavljeno realnog“ oštećenja i „realnog“ oštećenja. Primjer „realnog“ oštećenja opisan je u radu [45]. U navedenom radu su brodovi modelirani pomoću KE. Čitav brod je modeliran finom mrežom KE dok je još finija mreža KE primijenjena na području očekivanog nastanka

oštećenja. Definirane su sve pripadne značajke materijala pomoću kojih je opisana stvarna krivulja naprezanje-deformacija u programu ABAQUS. Oštećenje udarenog broda temelji se na principu podijeljene energije gdje kinetička energija broda koji udara postaje energija koju udareni brod apsorbira i uzrokuje deformiranje materijala. Iako su rezultati bili zadovoljavajući za sudare manje udarne energije, u slučaju veće udarne energije rezultati nisu bili jednako zadovoljavajući u pogledu izazvanog raspona oštećenja. Metoda je obećavajuća, ali količina vremena koju je potrebno utrošiti na pripremu modele, ovu metodu ne čini povoljnom za brze proračune.

U ovom radu korištena je metoda „pojednostavljeno realnog“ oštećenja. Pretpostavljena lokacija sudara u svim scenarijima oštećenja je bočna strana broda, na sredini. U nekim scenarijima dolazi do probijanja vanjske i unutarnje oplata dvoboka (Tablica A-1). Oštećenje je dobiveno na način da su se preklapanjem geometrija modela brodova s modela neoštećenog broda uklanjali KE koji su u sudaru oštećeni, odnosno oni koji su bili dijelom preklapljen geometrije. Procedura modeliranja oštećenja je u potpunosti automatizirana unutar programa View3D [73] i parametarski opisanog broda koji udara [72]. Napravljeno je 50 različitih scenarija oštećenja. Ako je težište konačnog elementa unutar parametarski opisanog modela broda koji udara, tada se taj element uklanja.

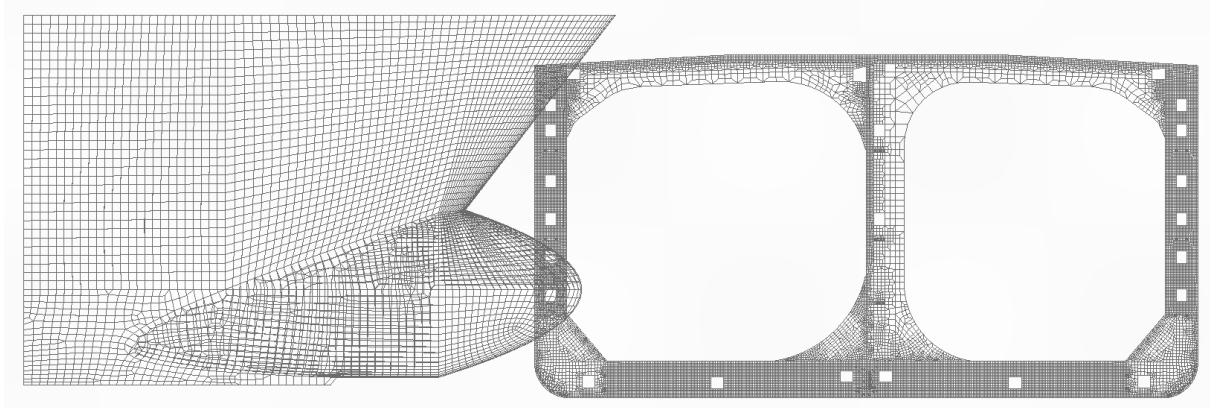
Oštećenje modelirano na takav način po obodu ima četverokutne elemente, primjerene veličine elemenata za model te veličine. Modeliranje finije mreže s trokutnim KE ne bi rezultiralo točnijim rezultatima, već samo vjerodostojnijim grafičkim prikazom.

Na osnovi baze podataka brodskih oštećenja i pomorskih nesreća prema [74] definirani su scenariji vjerojatnosti oštećenja kojima se pokušao opisati što vjerodostojniji oblik oštećenja (Tablica A-1). Varijable koje utječu direktno na scenarij oštećenja opisane su pomoću histograma koji su aproksimirani funkcijom gustoće vjerojatnosti. Pomoću metode „Latin Hypercube“ odabrano je 50 nasumičnih scenarija oštećenja, od kojih je svako jednoznačno definirano i opisano bezdimenzijskim parametrima poput:

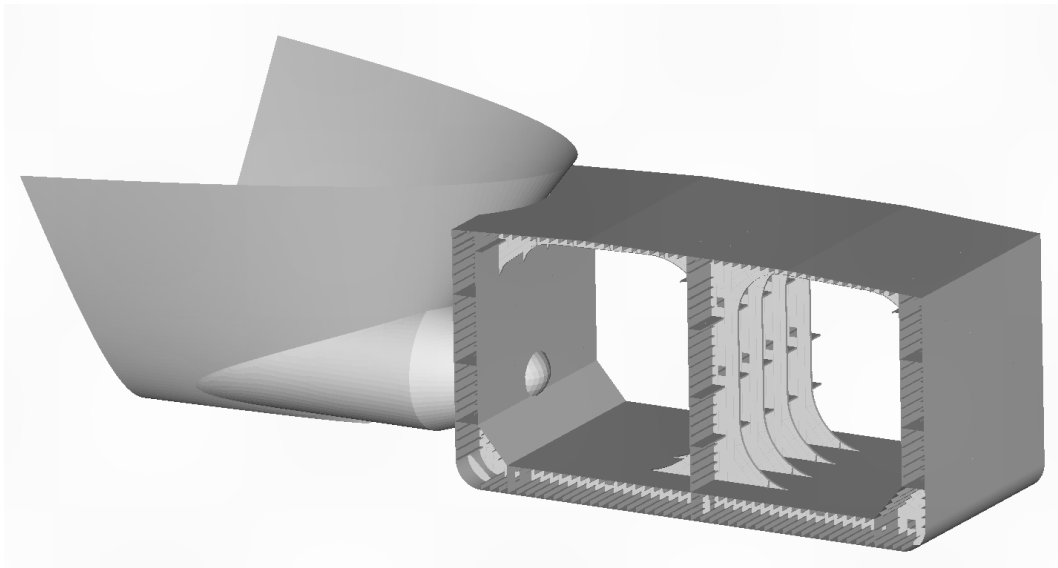
- lokacija udara po visini (eng. vertical impact location) (X_D/D)
- dubina penetracije oštećenja (eng. damage penetration) (X_B/B)
- duljina broda koji udara (eng. striking ship length)
- visina broda koji udara (eng. striking ship depth)
- oblik bulba broda koji udara (eng. bow shape of the striking ship).

Oblik bulba broda koji udara, definiran je pomoću modela dvodimenzijskih parametara, duljinom i visinom broda koji udara [74]. Lützen [72] je u svom radu definirao potpunu geometriju bulba na način da je bulb opisao dodatnim trećim parametrom, širinom broda koji udara. Ovako definiran bulb (visina, duljina i širina) omogućava trodimenzijsko modeliranje oštećenja uslijed sudara brodova.

a)



b)



Slika 3.6. Simulacija realnog sudara i brisanje oštećenih elemenata za scenarij oštećenja br. 11 (Tablica A-1): a) pogled bočno; b) pogled u izometriji [71]

3.2 Valna opterećenja oštećene brodske konstrukcije

Osnovna značajka fluktuirajućih valnih opterećenja brodske konstrukcije je njihova promjenjivost u vremenu, tj. amplitude valnog opterećenja se mijenjaju od jednog do drugog

vala. Da bi se ta promjenjivost proračunski uzela u obzir, potrebno je provesti postupak spektralne analize, koji se sastoji od sljedećih koraka [75]:

1. Proračun prijenosnih funkcija opterećenja na harmonijskim valovima jedinične amplitude za razne duljine valova i kutove nailaska broda na valove;
2. Određivanje spektra odziva valnog opterećenja za različita stanja mora i kutove nailaska broda na valove, pri čemu se stanje mora opisuje dvoparametarskim spektrom valova ovisnim o H_s i T_z ;
3. Određivanje Rayleigheve razdiobe kratkoročne učestalosti amplituda valnog opterećenja za pojedina stanja mora i kutove nailaska broda na valove;
4. Određivanje Weibullove 2-parametarske dugoročne razdiobe učestalosti amplituda opterećenja koja daje vjerojatnost premašivanja pojedine razine valnog opterećenja. Dugoročna se razdioba dobiva kombiniranjem:
 - 4.1 Vjerojatnosti susretanja određenog stanja mora
 - 4.2 Vjerojatnosti pojavljivanja određenog kuta nailaska broda na valove
 - 4.3 Rayleighevih kratkoročnih vjerojatnosti premašivanja razine valnog opterećenja za određeno stanje mora i kut nailaska broda na valove (koje su određene u koraku 3).

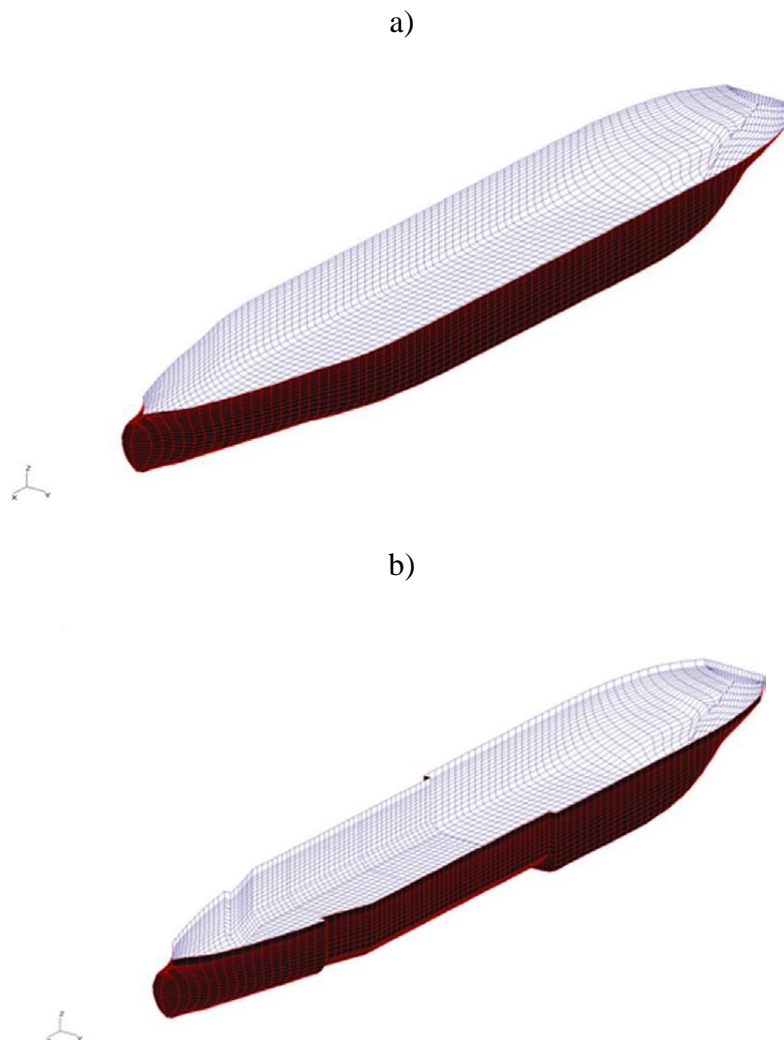
Osnovna premisa spektralne analize je da se valovi uzburkanog mora mogu prikazati kao zbir harmonijskih valova, koji su međusobno pomaknuti za slučajni fazni pomak. Ukoliko su valna opterećenja broda linearan proces, tada se ponašanje broda na uzburkanom moru može promatrati kao superpozicija valnih opterećenja na harmonijskim valovima. Radi toga je od primarnog interesa u brodskoj hidrodinamici analiza ponašanja konstrukcije na harmonijskim valovima male strmine (korak 1). Pretpostavka linearnosti se uobičajeno koristi kod analize dinamičke izdržljivosti.

Linearne metode za određivanje prijenosnih funkcija (amplitude odziva broda na valovima jedinične amplitude) obuhvaćaju polu-analitičke metode (eng. closed form expressions) izrazi formulirani u radu [77], vrpčastu teoriju (eng. Strip Theory [78],[79],[80]) i 3D panelne metode ([81], [82], [83], [84])

Dvije praktične metode koje se koriste za proračun prijenosnih funkcija opterećenja oštećenoga broda su metoda dodane mase, koja se temelji na pretpostavci da masa vode koja je naplavljena postaje dio mase broda i giba se zajedno s brodom na valovima i metoda izgubljenoga uzgona, u kojoj se oštećeni dio konstrukcije i pripadni teret oštećenih tankova „brišu“ iz modela. Prva metoda je pogodna u slučaju manjih oštećenja, dok se metoda izgubljenog volumena koristi za

slučaj velikih oštećenja. Metoda dodane mase je znatno jednostavnija za primjenu i stoga znatno češće korištena u analizama oštećenih brodova [85].

U radu [85] su međusobno uspoređene obje metode te također prijenosne funkcije neoštećenoga broda. Za proračun prijenosnih funkcija vertikalnog valnog momenta savijanja oštećenoga broda korišten je 3D BEM kod u programu HydroSTAR [83]. Model broda je Aframax koji je korišten u ovom radu i čije značajke su prethodno opisane u Tablici 3.1. Oplakana površina broda podijeljena je u 4160 panela kako je prikazano na Slici 3.7. Dobiveni rezultati potom su uspoređeni s rezultatima eksperimenta na oštećenom brodu [85]. Zaključeno je da su u slučaju metode dodane mase vrijednosti prijenosnih funkcija nešto veće, dok su u slučaju izgubljenog uzgona vrijednosti manje (u usporedbi s eksperimentom).



Slika 3.7. 3D hidrodinamički panel model: a) neoštećeni brod; b) brod s oštećenjem [85]

MARSTRUCT Virtual Institute je organizirao studiju umjeravanja u kojoj je sudjelovalo osam različitih institucija, s ciljem definiranja nesigurnosti alata za analizu pomorstvenosti [76].

Rezultati su pokazali da metoda dodane mase daje zadovoljavajuću točnost rezultata prijenosnih funkcija vertikalnog valnog momenta savijanja.

Iako prijenosne funkcije valnog opterećenja oštećenoga broda mogu u većoj ili manjoj mjeri odstupati od onih za neoštećeni brod, ovisno o stupnju oštećenja, gazu, trimu i nagibu oštećenoga broda, te razlike su relativno male u odnosu na razlike koje nastaju kao posljedica statističkog proračuna dugoročnoga valnog opterećenja oštećenoga u odnosu na neoštećeni brod. Iz tog razloga je prilikom izrade ovog rada usvojena metoda polu-analitičkih izraza [77], koja je zbog njene jednostavnosti pogodna za konceptualne studije. Polu-analitički izrazi ovise samo o osnovnim značajkama broda poput duljine, širine i gaza, koeficijenta istisnine te brzine i smjera nailaska valova.

Pretpostavka je u radu da se akumulirano oštećenje generira isključivo uslijed vertikalnoga valnog momenta savijanja (VWBM). Polu-analitički izraz za proračun prijenosne funkcije VWBM na sredini broda je:

$$\frac{\Phi_M}{\rho g B_0 L^2} = \kappa \frac{1 - kT}{(k_e L)^2} \left[1 - \cos\left(\frac{k_e L}{2}\right) - \frac{k_e L}{4} \sin\left(\frac{k_e L}{2}\right) \right] F_V(Fn) F_C(C_b) \cdot \sqrt[3]{|\cos \beta|}, \quad (3.1)$$

pri čemu je:

Φ_M		prijenosna funkcija vertikalnog valnog momenta savijanja
B_0	m	maksimalna širina broda na vodnoj liniji
$F_C(C_b)$		korekcijski faktor blok koeficijenta
$F_V(Fn)$		korekcijski faktor brzine
g	m/s ²	gravitacijska konstanta
k	1/m	valni broj
k_e	1/m	efektivni valni broj
L	m	duljina broda
T	m	gaz broda
β°		kut nailaska valova
κ		Smith-ov korekcijski faktor
ρ	kg/m ³	prosječna gustoća morske vode
Φ_M	Nm/m	prijenosna funkcija vertikalnog valnog momenta savijanja

Točnost prijenosnih funkcija dobivenih pomoću jednadžbe (3.1) demonstrirana je usporedbom s postojećim eksperimentalnim podacima i proračunom pomoću vrpčaste teorije [86].

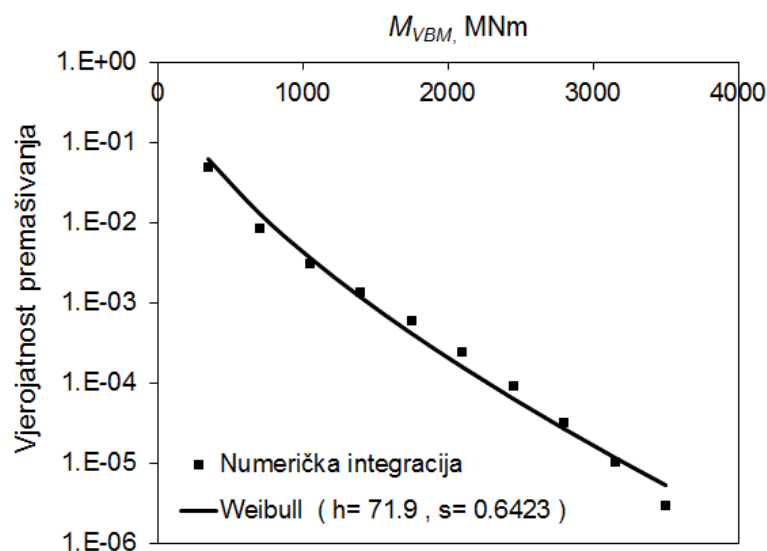
Najveća razlika analiza valnoga opterećenja neoštećenoga i oštećenoga broda nastaje zbog različitih okolišnih uvjeta, koji utječu na dugoročnu analizu (korak 4 iz spektralne analize). Dok se neoštećeni brodovi uglavnom analiziraju za neograničene uvjete plovidbe tijekom 20-godišnje službe broda, oštećeni brod je potrebno analizirati na određenoj lokaciji gdje se dogodila havarija, za period u kojem je potrebno da brod dođe do luke spasa. Neograničeno područje plovidbe neoštećenoga broda uglavnom podrazumijeva pretpostavku da će brod cijelo vrijeme provesti u Sjevernom Atlantiku. S druge strane, ako je lokacija gdje se dogodila pomorska nesreća nepoznata, za analizu oštećenoga broda se mogu koristiti okolišni podaci dobiveni analizom povijesnih podataka o lokacijama sudara ili nasukavanja brodova. Takva je analiza provedena u okviru EU projekta HARDER, gdje su dobiveni okolišni podaci za tipičnu lokaciju sudara brodova [87]. Pokazano je da se većina sudara (89%) događa u priobalnim morima, gdje su okolišni uvjeti znatno blaži nego u otvorenim vodama Sjevernog Atlantika [89]. Okolišni podaci o valovima su prikazani u tablicama učestalosti stanja mora, koje sadrže vjerojatnosti pojavljivanja određene kombinacije značajne valne visine H_s i prosječnog nultog valnog perioda T_z . Tablice učestalosti stanja mora za tipičnu lokaciju sudara i za Sjeverni Atlantik (SA), koje su korištene u ovom radu su prikazane u Prilogu B.

Osim različitih tablica učestalosti stanja mora, razlika u analizi oštećenog i neoštećenog broda je u razdoblju za koje se provodi analiza valnog opterećenja. Dok je za neoštećeni brod uobičajeno koristiti vremensko razdoblje od 20-25 godina, za oštećeni brod se koristi vrijeme spašavanja broda, koje može biti od nekoliko dana do nekoliko tjedana. Vrijeme spašavanja broda ovisi o puno nepredvidivih faktora, kao što je stupanj oštećenja broda, preostale manevarske sposobnosti oštećenoga broda, udaljenost od luke spasa itd.

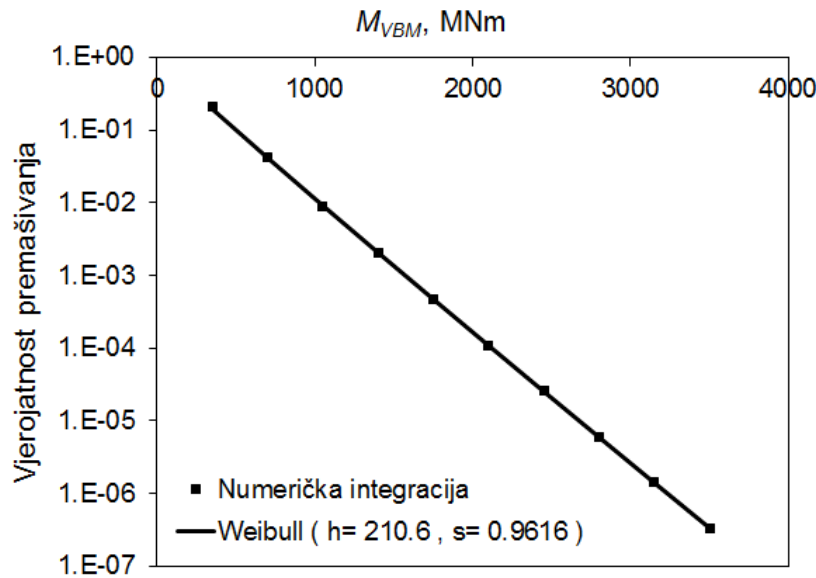
Konačno, brzina broda i kursni kut broda u odnosu na valove su također različiti za neoštećeni i oštećeni brod. Dok se za neoštećeni brod u analizi dinamičke izdržljivosti najčešće pretpostavlja brzina u iznosu 60% najveće brzine broda, za oštećeni brod je razumno pretpostaviti vrlo malu brzinu napredovanja od oko 5 čvorova. Dok se kod neoštećenoga broda uglavnom pretpostavlja jednolika vjerojatnost svih kutova nailaska broda na valove, oštećeni brod će najvjerojatnije tijekom spašavanja napredovati konstantnim kursnim kutom. U ovom je radu pretpostavljeno da će oštećeni brod tijekom teglja napredovati konstantnom brzinom od 5

čvorova pramcem na valove, što predstavlja najnepovoljniji slučaj obzirom na pretpostavljeno predominantno opterećenje vertikalnim valnim momentima savijanja.

Proračun vertikalnoga valnog momenta savijanja tijekom pretpostavljenog spašavanja oštećenog broda je proveden pomoću računalnog programa kojeg su razvili Jensen i Mansour [88], koristeći izraz (3.1) za računanje prijenosnih funkcija za neoštećen brod. Korištena je pretpostavka o maloj brzini od 5 čvorova i valovima koji nailaze u pramac broda. Analiza je provedena za dvije potencijalne lokacije sudara: tipična sudarna lokacija iz EU HARDER projekta i za sudar u Sjevernom Atlantiku. Pripadne tablice učestalosti stanja mora su prikazane u Prilogu B. Dugoročne razdiobe vertikalnoga valnog momenta savijanja su prikazane na dijagramima (Slika 3.8 i Slika 3.9) za dvije lokacije sudara. Na slikama se vide i parametri Weibullove 2-parametarske dugoročne razdiobe koja predstavlja dobru aproksimaciju dugoročne razdiobe vjerojatnosti amplituda valnih odziva.



Slika 3.8. Raspodjela vjerojatnosti premašivanja vertikalnog valnog momenta savijanja, tipično sudarno okruženje [87]



Slika 3.9. Raspodjela vjerojatnosti premašivanja vertikalnog valnog momenta savijanja, SA [87]

Za proračun nelinearne akumulacije oštećenja kod niskocikličkog zamora i za proračun propagacije pukotine, potrebno je poznavati vremensku povijest pojavljivanja pojedinačnih valnih amplituda. Takva se vremenska slika može dobiti pomoću Monte Carlo (MC) simulacije, na način da se svaka pojedinačna amplituda generira iz Weibullove 2-parametarske dugoročne razdiobe vjerojatnosti kao:

$$M_{VBM} = s \cdot (-\ln c)^{\frac{1}{h}}, \quad (3.2)$$

gdje je s parametar skaliranja (eng. Scale parameter), a h je parametar oblika (eng. Shape parameter). Parametri su označeni na Slikama 3.8 i 3.9.

Prosječni nulti periodi odziva za dvije tablice stanja mora korištene u ovom radu se također mogu odrediti pomoću programa korištenog za dugoročnu razdiobu. Tako se za tipično sudarno okruženje dobije $T_z=8$ s, a za SA $T_z=9$ s. Broj ciklusa tijekom spašavanja broda se dobije dijeljenjem vremenskog perioda spašavanja s prosječnim nultim periodom odziva. Tako se za pretpostavljeno vrijeme spašavanja od 7 dana za tipično sudarno okruženje dobije 74 000 ciklusa, a za SA 66 600 ciklusa. Brojevi ciklusa predstavljaju broj ždrijebanja slučajnih brojeva prema izrazu (3.2), da bi se simulirala jedna akcija spašavanja broda. Obzirom da je simulirana vremenska povijest odziva broda na valovima ovisna o slučajnim faznim pomacima, MC simulaciju je potrebno ponoviti veći broj puta s različitim „sjemenom“ (eng. seed) kako bi se obuhvatila i ta nesigurnost. U ovom radu je tako za svaku akciju spašavanja broda provedeno

5000 različitih MC simulacija, što predstavlja dovoljan broj da bi generirale moguće vremenske povijesti odziva.

Potrebno je napomenuti da se simulacija valnog opterećenja može napraviti Rayleighevom razdiobom, ukoliko je stanje mora tijekom operacije spašavanja konstantno. To je situacija koja je primjenjiva kad spašavanje broda ne traje jako dugo. Ovakav pristup omogućava određivanje graničnog stanja mora za unaprijed postavljene kriterije kod aktivnosti spašavanja.

3.3 Niskociklički zamor oštećene brodske konstrukcije

Niskociklički zamor je analiziran za „pojednostavljeno realno“ oštećenje brodske konstrukcije uslijed sudara. Za vrijeme niskocikličkog zamora materijal bi trebao izdržati između 10 i 10^5 broja ciklusa. Osim ukrcaja/iskrcaja i temperaturnih razlika kao glavnih generatora niskocikličkog naprezanja, neoštećena brodska konstrukcija je često izložena i lošim vremenskim uvjetima poput teških oluja i jakih vjetrova koji generiraju ekstremne valove. Takva opterećenja generiraju visoke koncentracije naprezanja u području oštećenja kod unesrećene brodske konstrukcije. Posljedice fluktuirajućeg valnog opterećenja uzrokovanog vremenskim neprilikama stoga predstavlja opasnost u slučaju tegljenja oštećenog broda do luke spasa. Tegljenje od 7 do 10 dana podrazumijeva mali broj ciklusa s visokim naprezanjem, što u teoriji može dovesti do niskocikličkog zamora.

Inicijacija pukotine je rezultat malog broja ciklusa s visokim amplitudama naprezanja stoga je primjena modela i pripadnih jednadžbi za računanje niskocikličkog zamora oštećenog broskog trupa opravdana. Kolaps uslijed ponavljajućeg popuštanja je povezan s kolapsnom čvrstoćom tj. graničnim stanjem (eng. Ultimate Limit States, ULS) ili graničnim stanjem koje odgovara pomorskoj nesreći (sudar/nasukavanje ili eksplozija) (eng. Accidental Limit States, ALS). Prilikom računanja parcijalnih faktora sigurnosti i odabira povratnog perioda ciklička opterećenja moraju zadovoljiti jednake zahtjeve kao i pojedinačno ekstremno opterećenje [50].

Postoje dva načina za proračun niskocikličkog zamora: metoda pseudo elastičnih naprezanja i metoda raspona lokalnih deformacija. Prva metoda je kompatibilna s metodom žarišnih naprezanja, tj. ukupna deformacija se konverzijom prebacuje u pseudo elastično naprezanje pomoću faktora plastičnosti. Metoda podrazumijeva elasto-plastičnu analizu koja je vrlo dugotrajna, posebice za složene modele KE, što je ujedno i najveći nedostatak. opis metode kao i proceduru za računanje može se pronaći u [41].

Druga metoda koja se temelji na linearnoj iteraciji, primijenjena u ovom radu, teži definiranju plastičnih deformacija i naprezanja na vrlo malim strukturnim detaljima koji su izloženi velikom naprezanju [71]. Primjer takvog detalja je otvor za zaustavljanje rasta pukotine. Na takvom detalju, razvijena je i jedna od procedura za računanje niskocikličkog zamora [90].

Analiza MKE u ovom je radu podijeljena u dva koraka:

U prvom koraku tj. analizi „grubom“ mrežom KE, dobivena su područja u kojima je generirano visoko naprezanje. Isti rubni uvjeti i opterećenje primijenjeni na neoštećenom brodu (poglavlje 3.1.1), korišteni su i na oštećenom modelu. Analiza je napravljena za 50 različitih probabilistički definiranih scenarija oštećenja (Tablica A-1). Faktor koncentracije naprezanja, SCF, određuje se kao omjer žarišnog naprezanja i nominalnog naprezanja za slučaj neoštećenoga broda. Prilikom razmatranja žarišnih naprezanja, u obzir se uzima samo naprezanje okomito na pretpostavljenu liniju propagacije oštećenja. U nekim scenarijima naprezanje je ispod 100 MPa, kao posljedica malog otvora oštećenja i činjenice da je oštećenje smješteno preblizu neutralne osi. $SCF \approx 1$ ukazuje na to da takva oštećenja nemaju ozbiljne posljedice kad je u pitanju vertikalno savijanje. Slike karakterističnih primjera oštećenja dani su u Prilogu A.

Drugi korak je analiza „fine“ mreže KE. U područjima s povišenim naprezanjem ponovljena je analiza za „finu“ mrežu na način da su elementi u tim područjima dodatno smanjeni na elemente veličine $t \times t$ gdje je t debljina opločenja (Tablica A-2). Veličina „fine“ mreže određena je u skladu sa standardom za proračun zamora pojedinih strukturnih elemenata [41]. Modeliran je i vrlo mali radijus po slobodnom rubu „fine“ mreže KE pomoću kojeg su se izbjegli oštri pravokutni rubovi. Da bi se izbjegla ekstrapolacija naprezanja u KE, postavljene su ukrepe dimenzije 0,1x0,1 mm po obodu radijusa, pri čemu je utjecaj krutosti ukrepa zanemariv, a omogućavaju izravno očitavanje žarišnih naprezanja. To je također standardni postupak proračuna žarišnih naprezanja kod analize dinamičke izdržljivosti brodskih konstrukcija [41], [91].

3.3.1 Akumulirano dinamičko oštećenje

Na mjestima gdje dolazi do velikih koncentracija naprezanja, valno opterećenje visokih amplituda stvara prividno dodatnog elastično naprezanja koje može premašiti stvarnu granicu razvlačenja materijala. U isto vrijeme, stvarna plastična deformacija može biti mnogo veća od fiktivne elastične deformacije. Proračun lokalnog naprezanja i deformacija objašnjen je grafički na Slici 2.1. Ravna puna linija predstavlja savršeno elasto-plastični odnos naprezanja i

deformacije ($SCF \cdot \sigma_n$), isprekidana linije definira Neuberovo pravilo, dok puna zakrivljena linija definira Ramberg-Osgood cikličku krivulju naprezanje-deformacija. Ako je elastično naprezanje manje od granice razvlačenja, nema razlike između vrijednosti lokalnog elastičnog naprezanja i deformacije. Ako elastično naprezanje premaši granicu razvlačenja, odnos postaje nelinearan. U tom slučaju, uz pomoć prethodno dobivene nominalne koncentracije naprezanja ($SCF \cdot \sigma_n$), potrebno je primijeniti Neuberovo pravilo da bi dobili lokalno naprezanje i deformaciju. Procedura je opisana u poglavlju 2.1.1.

S poznatim lokalnim naprezanjem i deformacijom, broj ciklusa do kolapsa pri svakoj amplitudi naprezanja N_j je moguće izračunati pomoću izraza (2.5). U ovom slučaju upotrijebljena je originalna jednadžba Coffin-Manson prema pravilima klasifikacijskog društva [50].

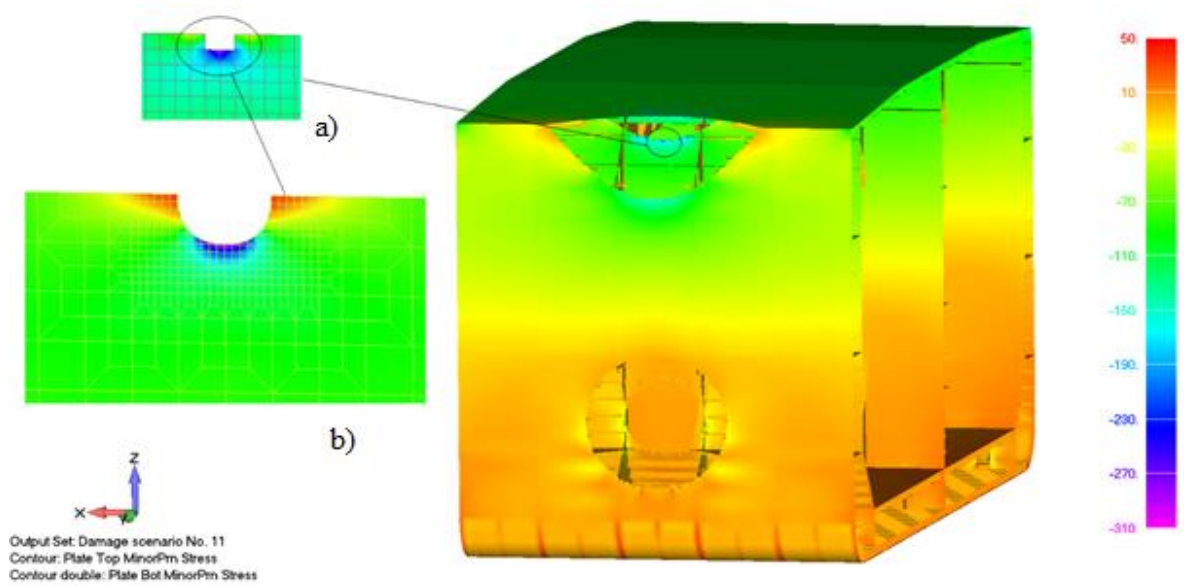
Akumulirano oštećenje definirano je prema Palmgren-Minerovom pravilu[50]:

$$D_t = \sum_{j=1}^{n_s} \frac{I}{N_j} . \quad (3.3)$$

Pri čemu je n_s je ukupan broj amplituda naprezanja uslijed valnog opterećenja.

Žarišna naprezanja i SCF na finoj mreži KE

Za scenarije oštećenja gdje je SCF veći od 1, ponovljena je analiza s istim rubnim uvjetima i opterećenjem, dok je mreža KE dodatno usitnjena. Rezultati analize pokazali su da SCF varira od 2 do 3,9, s tim da je najgori slučaj br. 11 gdje je SCF=3,9 (Tablica A-2).



Slika 3.10. Scenarij oštećenja br. 11 (vidjeti Tablicu A-2) na oštećenom modelu: a) detalj lokacije žarišnog napreznja prije usitnjavanja mreže; b) detalj lokacije žarišnog napreznja nakon usitnjavanja mreže KE

3.3.2 Proračun niskocikličkoga zamora

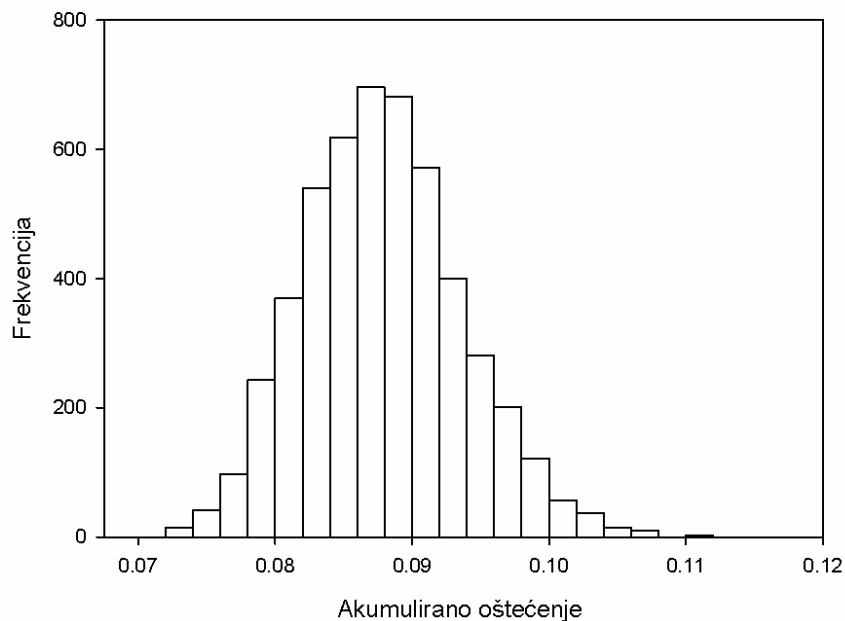
Amplituda vertikalnoga valnog momenta na savijanje za zadano stanje mora prema [87] generirana je pomoću prethodno opisane MC simulacije. Fiktivno elastično napreznje u žarištu dobiveno je kao umnožak nominalnoga napreznja generiranog vertikalnim valnim momentom na savijanje i SCF dobivenog iz analize MKE za usitnjenu mrežu. Razvijena metodologija za računanje niskocikličke dinamičke izdržljivosti u daljnjem proračunu primijeniti će se samo na slučaj br. 11, tj. slučaj najvećeg napreznja (394,4 MPa).

Koristeći pristup opisan u poglavlju 2.1.1, kao i parametre cikličkog napreznja i deformacije, te Newton-Raphsonovu metodu, dobiveno je stvarno lokalno napreznje i deformacija. U sljedećem koraku iz Coffin- Mansonove jednadžbe dobiven je broj ciklusa do kolapsa.

Tablica 3.2. Karakteristike cikličkog napreznja-deformacije za osnovni materijal S235 (meki čelik) [50] (uvjeti na zraku)

Parametar, Oznaka	Vrijednost, Jedinice
Koeficijent cikličkog očvršćivanja, K'	410 [MPa]
Koeficijent dinamičke čvrstoće, σ_f'	175 [MPa]
Koeficijent cikličkih deformacija, ε_f'	0,091
EkspONENT dinamičke čvrstoće, b	-0,1
EkspONENT cikličkog očvršćivanja, n'	0,1
EkspONENT cikličkih deformacija, c	-0,43

Ukupno je za zadano stanje mora i period tegljenja generirano 5000 MC simulacija. Svaka od tih 5000 simulacija je definirana različitim slučajnim brojevima zbog slučajnog „sjemena“. Veliki broj simulacija je bio potreban zbog nelinearnosti niskocikličke dinamičke izdržljivosti, s obzirom da svaka simulacija rezultira različitim akumuliranim oštećenjem $D_{l,i}$. Na Slici 3.11, vidi se da je akumulirano oštećenje uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za 7 dana tegljenja između 0,07 i 0,12. Srednja vrijednost i standardna devijacija su u Tablici 3.3. vjerojatnost premašivanja akumuliranog oštećenja za 1%, $D_l(1\%)=0,103$.



Slika 3.11. Histogram akumuliranog oštećenja (D_l) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za stanje mora tipičnog sudarnog okruženja i period tegljenja od 7 dana

Tablica 3.3. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za zadano stanje mora i period tegljenja od 7 dana

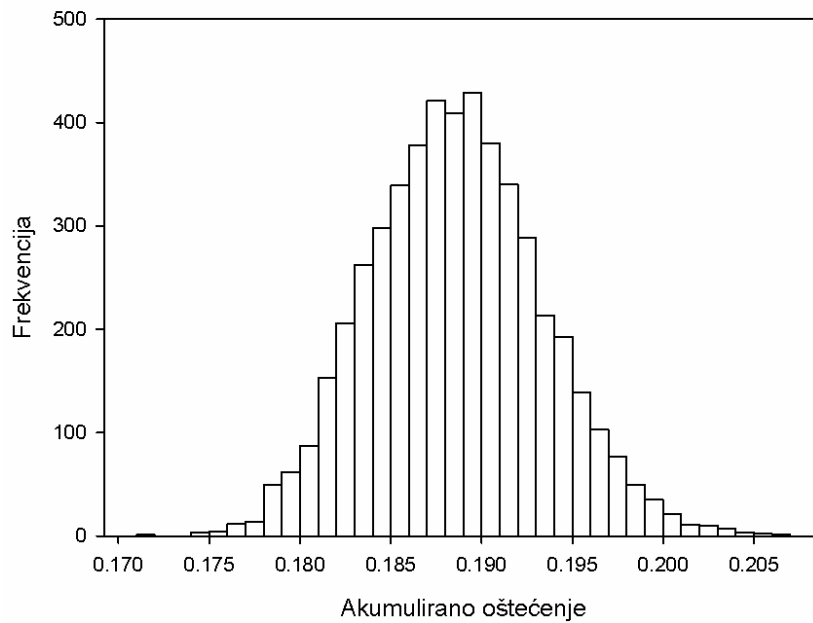
Parametar	Vrijednost
Srednja vrijednost	0,09
Standardna devijacija, <i>STDEV</i>	0,006

3.3.3 Parametarska analiza niskocikličkoga zamora

Parametarska analiza akumuliranog oštećenja napravljena je koristeći istu metodologiju kao u prethodnom poglavlju i varirajući četiri različita parametra: cikličke značajke materijala, stanje mora, period tegljenja i SCF generiran kao slučajni broj iz normalne distribucije. Prethodno korištene cikličke značajke materijala propisane su prema klasifikacijskim pravilima [50]. Različiti set značajki može se u literaturi pronaći za različite uvjete okoliša i katodne zaštite. U [52] se predlaže računanje cikličkih značajki materijala u ovisnosti o Brinellovoj tvrdoći. U Tablici 3.4 prikazana su tri različita seta cikličkih značajki materijala. Iz tablice je vidljivo da je set značajki s najnižim vrijednostima prema [50]. Najniže vrijednosti će ujedno dati i najveće akumulirano oštećenje stoga je za daljnju parametarsku analizu odabran set značajki prema [50]. Parametri koji daju manje akumulirano oštećenje nisu korišteni.

Tablica 3.4. Značajke materijala korištene za parametarsku analizu

Parametar, Oznaka	DNVGL- RP-C208 [50]	Lassen & Recho [52]	ASM International [92]
Koeficijent cikličkog očvršćivanja, K'	410	808	1259
Koeficijent dinamičke čvrstoće, σ_f'	175	783	782
Koeficijent cikličkih deformacija, ε_f'	0,091	0,841	0,19
Eksponent dinamičke čvrstoće, b	-0,1	-0,108	-0,11
Eksponent cikličkog očvršćivanja, n'	0,1	0,18	0,27
Eksponent cikličkih deformacija, c	-0,43	-0,6	-0,41
Brinellova tvrdoća, HB	126	126	106
Granična čvrstoća, σ_u [MPa]	460	435	354
Granica razvlačenja, σ_y [MPa]	235	264	236

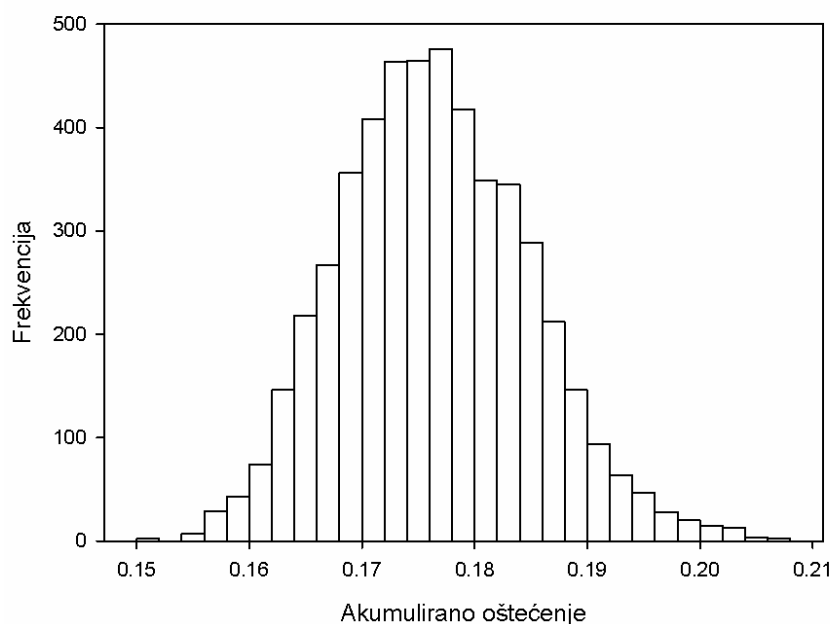


Slika 3.12. Histogram akumuliranog oštećenja (D_t) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za stanje mora SA i period tegljenja od 7 dana

Tablica 3.5. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za SA i period tegljenja od 7 dana

Parametar	Vrijednost
Srednja vrijednost	0,19
Standardna devijacija, <i>STDEV</i>	0,005

Usporedbom rezultata baznog slučaja (Slika 3.11 i Tablica 3.3) i Sjevernog Atlantika (Slika 3.12 i Tablica 3.5) pokazuje da je akumulirano oštećenje udvostručeno s tim da je najveći dio oštećenja (93%) akumuliran između 0,18 i 0,2. Vjerojatnost premašivanja oštećenja od 1% iznosi $D_t(1\%)=0,2$. Period tegljenja može trajati između par sati i par mjeseci, ovisno o tome gdje se sudar dogodio. Vremenski uvjeti mogu dodatno otežati tegljenje. Zbog toga se kao jedan o parametara u analizi razmatra i vremenski okvir koji može doprinijeti ukupnom akumuliranom oštećenju. Period tegljenja je povećan na 14 dana, dok su ostali parametri ostali isti kao za bazni slučaj.



Slika 3.13. Histogram akumuliranog oštećenja (D_t) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za zadano stanje mora i period tegljenja od 14 dana

Tablica 3.6. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za zadano stanje mora i period tegljenja od 14 dana.

Parametar	Vrijednost
Srednja vrijednost	0,18
Standardna devijacija, <i>STDEV</i>	0,008

Iz Slike 3.13 vidljivo je da je za povećani broj dana tegljenja ukupno akumulirano oštećenje udvostručeno. Rezultati za povećani broj tegljenja bliži su rezultatima za slučaj tegljenja od 7 dana na Sjevernom Atlantiku. Razvidno je da povećanje broja dana tegljenja ima značajan utjecaj na ukupno akumulirano oštećenje niskocikličkim zamorom.

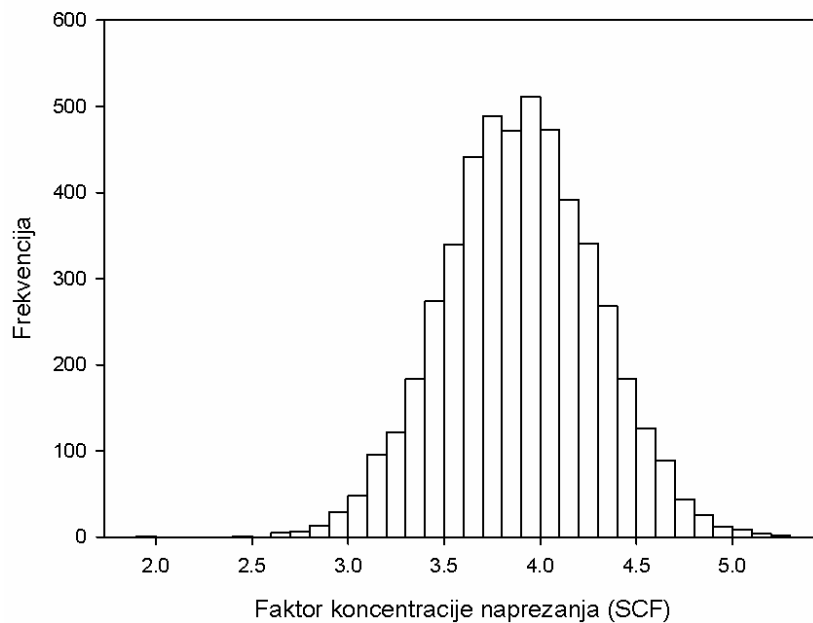
Akumulirano oštećenje uslijed niskocikličkog zamora u ovom istraživanju temelji se na pretpostavci da je vrijednost SCF u svakom ciklusu stalna i iznosi 3,9. Međutim postoje brojne nesigurnosti koje utječu na SCF poput zaostalih naprezanja, lokalne pojave plastičnosti po obodu oštećenja i veličine radijusa na vrhu oštećenja. Zbog toga je razumno pretpostaviti i SCF kao slučajnu varijablu (Slika 3.14). Analiza je ponovljena za bazni slučaj, s tim da je SCF generiran kao slučajni broj pomoću MC simulacije i normalne (Gaussove) razdiobe vjerojatnosti (Tablica 3.7). Usporedba rezultata s baznim slučajem pokazuje da je srednja

vrijednost nepromijenjena, ali je standardna devijacija akumuliranog oštećenja značajno porasla.

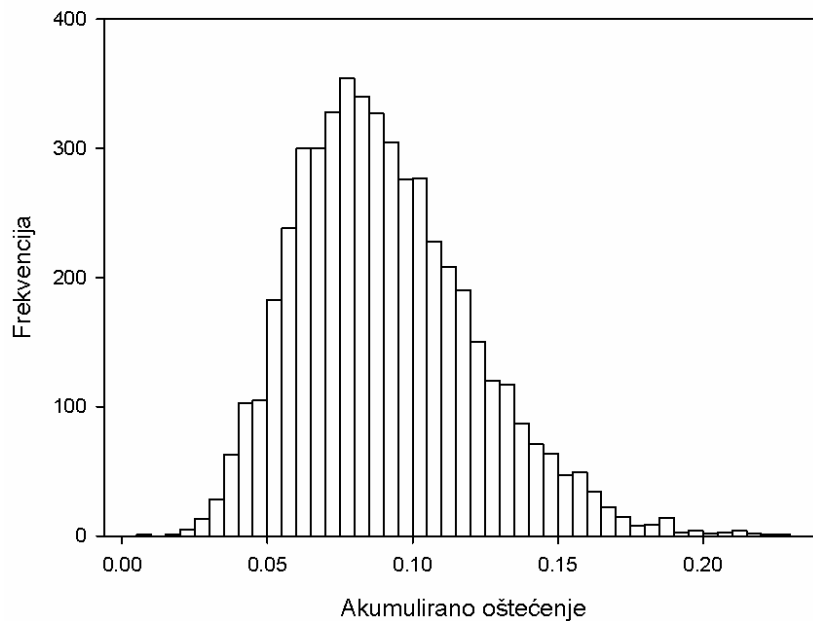
Tablica 3.7. Srednja vrijednost, standardna devijacije i koeficijent varijacije za SCF

Parametar	Vrijednost
Srednja vrijednost	3,9
Standardna devijacija, <i>STDEV</i>	0,39
Koeficijent varijacije, <i>COV</i>	0,1

Prilikom svake od 5000 simulacija generira se nova vrijednost SCF. Akumulirano oštećenje se za svaku simulaciju određuje koristeći specifično generirani SCF. Oblik histograma na Slici 3.14 ukazuje na izvrsno poklapanje generiranih SCF s izvornom Gaussovom razdiobom. Usporedbom rezultata za konstantni SCF i slučajno generirani (Slika 3.11 i Slika 3.15, kao i Tablica 3.3 i Tablica 3.8), vidi se da je srednja vrijednost ostala gotovo nepromijenjena, dok je standardna devijacije značajno porasla. Vjerojatnost premašivanja akumuliranog oštećenja D_t (1%) iznosi 0,18.



Slika 3.14. Histogram normalne razdiobe SCF-a



Slika 3.15. Histogram akumuliranog oštećenja (D_i) uslijed niskocikličke dinamičke izdržljivosti za period tegljenja 7 dana i SCF generiran pomoću normalne razdiobe

Tablica 3.8. Srednja vrijednost i standardna devijacija akumuliranog oštećenja za period tegljenja od 7 dana i SCF generiran pomoću normalne razdiobe

Parametar	Vrijednost
Srednja vrijednost	0,09
Standardna devijacija, $STDEV$	0,031

3.3.4 Niskociklički zamor u uvjetima konstantnog stanja mora

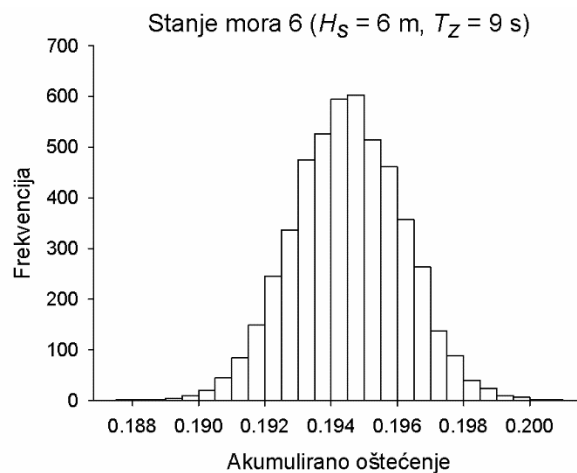
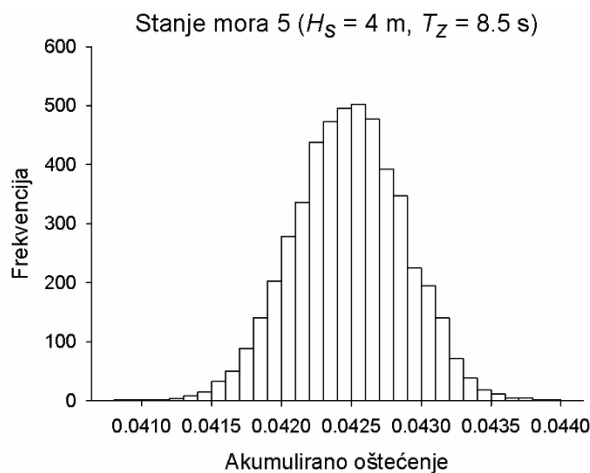
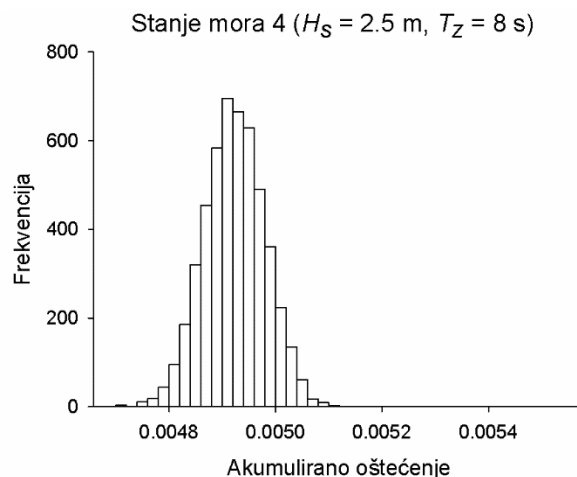
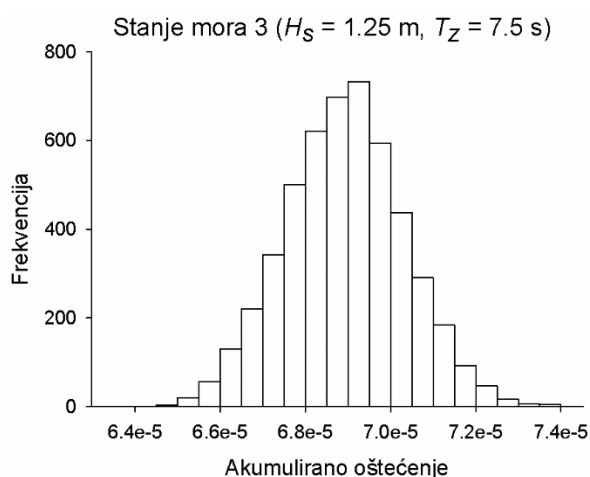
Nakon sudara, oštećeni brod može biti izložen uvjetima približno konstantnog stanja mora za vrijeme kratkog trajanja operacije spašavanja. Potrebno je stoga definirati stanje mora u kojem je operacija spašavanja oštećenoga broda sigurna u pogledu akumuliranoga oštećenja. Prema radu [93], projektni zahtjev je da oštećeni brod mora preživjeti četiri dana u uvjetima prosječnoga stanja mora. Da bi se mogla primijeniti prethodno razvijena procedura za računanje akumuliranoga oštećenja, potrebno je definirati stanje mora preko: značajne valne visine H_s , nultog (prosječnog) valnog perioda T_z i kut nailaska vala β . Odabrano je pet različitih realnih valnih scenarija na temelju područja mora 16 (eng. Sea Area 16) na Sjevernom Atlantiku i na temelju Douglas skale mora [93][94]. Odabrana stanja mora definirana su u Tablici 3.9. Za navedena stanja mora napravljeno je 5000 simulacija s rezultatima prikazanim na Slici 3.16.

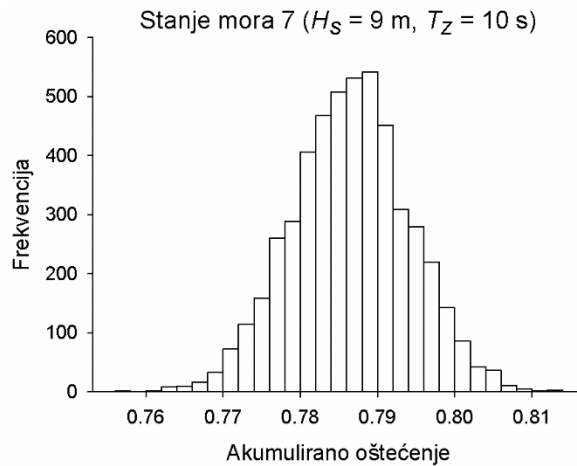
Utjecaj smjera valova vidljiv je na Slici 3.17 gdje su uspoređena akumulirana oštećenja koja odgovaraju 1% najvećih vrijednosti iz MC simulacija, za valove u pramac ($\beta=180^\circ$) i valove u pramčani kvartil ($\beta=135^\circ$).

Tablica 3.9. Značajna valna visina (H_s) pojedinog stanja mora s pripadnim prosječnim nultim valnim periodom (T_z) u području mora 16 [94]

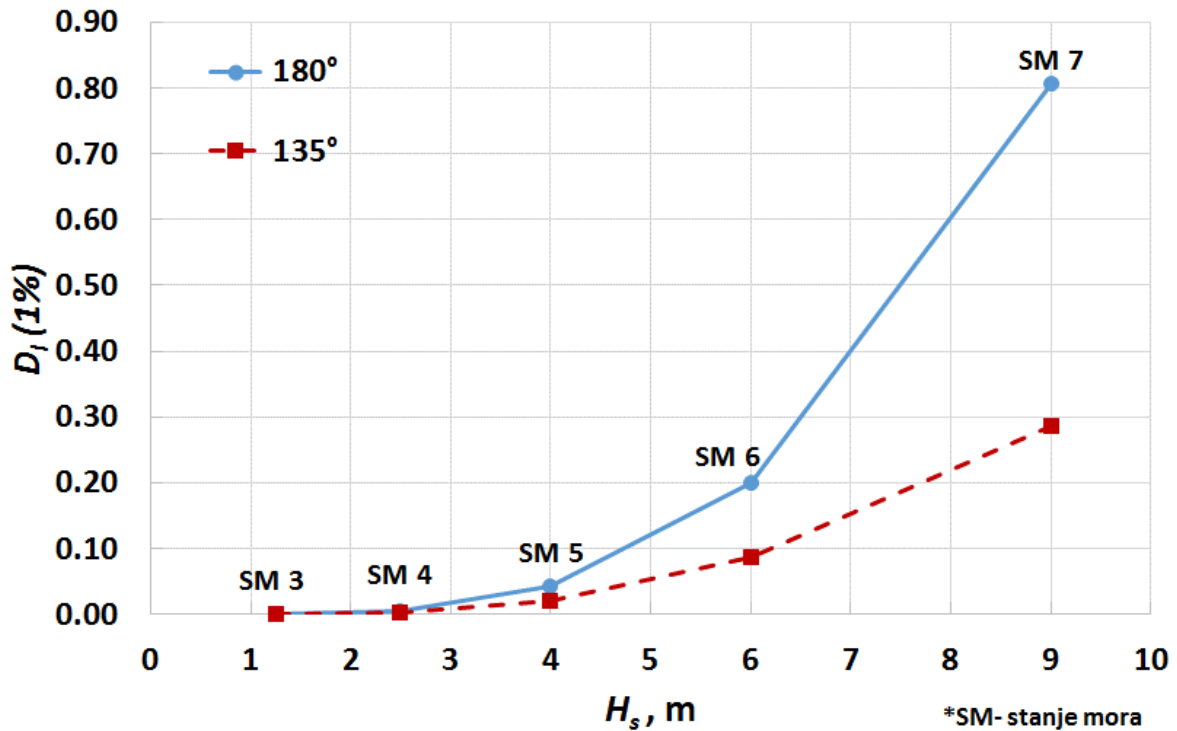
Stanje mora	H_s , m	T_z , s	n_c	$\beta=180^\circ$		$\beta=135^\circ$	
				s , MNm	D_I (1%)	s , MNm	D_I (1%)
Stanje mora 3	1,25	7,5	46080	49,3	$7,25 \cdot 10^5$	44,9	$3,98 \cdot 10^5$
Stanje mora 4	2,5	8	43200	113,1	$5,06 \cdot 10^3$	96,5	$2,49 \cdot 10^3$
Stanje mora 5	4	8,5	40659	199,3	$4,34 \cdot 10^2$	161,2	$1,99 \cdot 10^2$
Stanje mora 6	6	9	38400	319,3	19,9	247,2	$8,65 \cdot 10^2$
Stanje mora 7	9	10	34560	512,2	80,6	370,7	28,7

* n_c broj ciklusa za zadano stanje mora tijekom 96 sati tegljenja; s standardna devijacija (parametar skaliranja) Rayleigheve razdiobe; D_I (1%) akumulirano oštećenja s vjerojatnošću premašivanja od 1%





Slika 3.16. Histogram niskocikličkog akumuliranog oštećenja D_l za područje mora 16 ostvareno unutar 5000 simulacija i 96 sati ($\beta=180^\circ$)

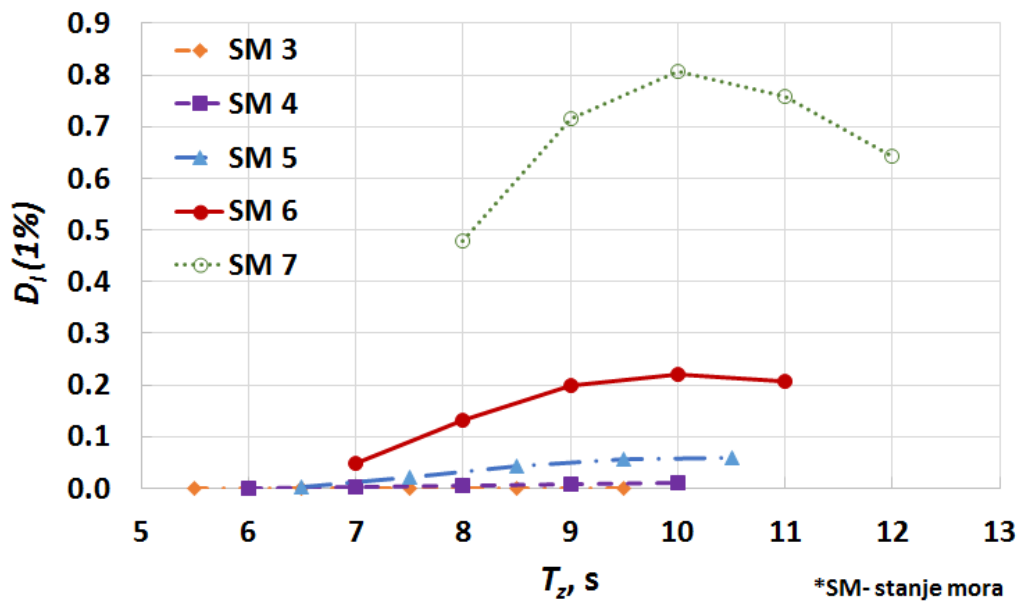


Slika 3.17. Niskocikličko akumulirano oštećenje D_l s vjerojatnošću premašivanja od 1% za sva stanja mora

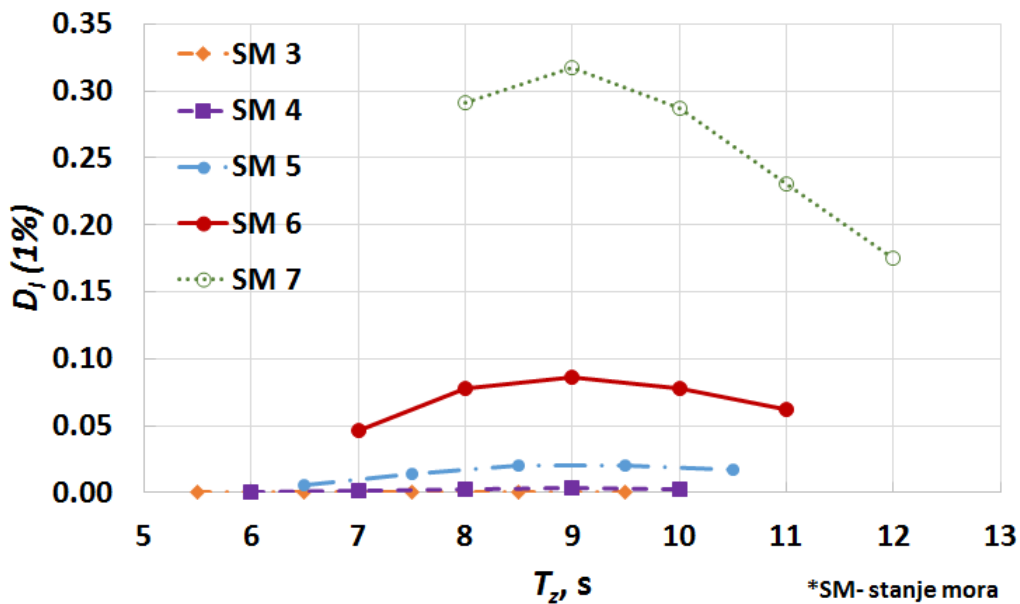
Može se primijetiti da promjena kuta nailaska vala od 180° do 135° rezultira smanjenjem akumuliranog oštećenja (Slika 3.17). To je posebice uočljivo u slučaju stanja mora 7 gdje je akumulirano oštećenje smanjeno s 0,8 na 0,3.

Napravljena je nadalje i analiza osjetljivosti da bi se istražio utjecaj varijacije prosječnog nultog valnog perioda na akumulirano oštećenje. Raspon relevantnih vrijednosti T_z odabran je za svaki

H_s prema zadanim podacima u [94]. Usporedba vjerojatnosti premašivanja akumuliranoga oštećenja za različite valne periode opisana je na Slici 3.18 i 3.19.



Slika 3.18. Niskocikličko akumulirano oštećenje D_1 s vjerojatnošću premašivanja od 1% za sva stanja mora; varijacija nultog valnog perioda za svako pojedino stanje mora i konstantni kut nailaska valova u pramac ($\beta=180^\circ$)



Slika 3.19. Niskocikličko akumulirano oštećenje D_1 s vjerojatnošću premašivanja od 1% za sva stanja mora; varijacija nultog valnog perioda za svako pojedino stanje mora i konstantni kut nailaska valova u pramčani kvartil ($\beta=135^\circ$)

Kao što se može vidjeti iz priloženih dijagrama na slikama utjecaj prosječnog nultog valnog perioda je veći s povećanjem značajne valne visine. Odnosno, za najgore stanje mora 7 ($H_s=9\text{m}$) utjecaj prosječnog nultog valnog perioda na niskociklički zamor je najveći i odabir prosječnog nultog valnog perioda može utjecati na konačne zaključke analize.

3.3.5 Zaključak o niskocikličkoj dinamičkoj izdržljivosti oštećenog broda

Proračun niskocikličkoga zamora i parametarska analiza doveli su do sljedećih zaključaka:

1. Od svih parametra koji su razmotreni, najveći utjecaj na rezultate proračuna niskocikličkoga zamora imaju period tegljenja i stanje mora. Povećani broj dana tegljenja, kao i lošije stanje mora poput Sjevernog Atlantika dovode to većeg akumuliranog oštećenja. Parametarska analiza je pokazala da ostali parametri nemaju značajan utjecaj na krajnji rezultat.
2. Proračunom je pokazano da je vjerojatnost 1% da će doći do akumuliranog oštećenja od 0,2 uslijed niskocikličkog zamora. Najveće akumulirano oštećenje uz vjerojatnost 1% iznosi 0,8, i postiže se u uvjetima nepromijenjenog stanja mora, i to za slučaj najgoreg stanja mora (Sea state 7), karakteriziranog iznimno visokom značajnom valnom visinom ($H_s=9\text{m}$) i najnepovoljnijim kutom nailaska valova $\beta=180^\circ$.

3.4 Propagacija pukotine kroz oštećenu brodsku konstrukciju

Budući da je brod za period tegljenja od tjedan dana izložen broju ciklusa između 60 000 i 80 000, ne može se isključiti mogućnost visokocikličkoga zamora. Prethodno je opisana metodologija računanja akumuliranog oštećenja tijekom niskocikličkoga zamora. U ovom dijelu napravljena je analiza i definiran je postupak računanja visokocikličkoga zamora koristeći dijagram procjene loma (eng. Failure Assessment Diagram). Koeficijent intenzivnosti naprezanja, kao najvažniji parametar u analizi propagacije pukotine određen je pomoću metode pomaka, koristeći vrlo finu mrežu KE. Propagacija pukotine temelji se na linearno elastičnoj mehanici loma i Parisovom zakonu, prema preporukama klasifikacijskog društva za analizu rasta pukotine kod visokocikličkog zamora [91].

3.4.1 Propagacija zamorne pukotine na oštećenom brodu

Proračunski postupak se temelji na izrazima i proceduri opisanoj u uputama klasifikacijskog društva [91]. Inicijalnu veličinu pukotine kod neoštećenog broda moguće je pretpostaviti ili izmjeriti za vrijeme redovne inspekcije broda. Prilikom proračuna inicijalna veličina pukotine

ne bi smjela biti manja od 1 mm prema [91]. U slučaju oštećenog broda, ta veličina se može samo pretpostaviti. U ovom radu je proizvoljno pretpostavljena vrlo mala inicijalna veličina pukotine od 1 mm.

Kao što je već navedeno, osnovni parametar za računanje propagacije pukotine jest koeficijent intenzivnosti naprezanja (SIF). Obzirom da se radi o dinamičkom opterećenju i posljedično dinamičkom naprezanju, računa se raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja prema jednadžbi (2.29).

Proračun propagacije pukotine definiran je prema Parisovom zakonu i jednadžbi (2.14). Rast pukotine računa se metodom „ciklus po ciklus“, s tim da su amplitude pojedinih ciklusa naprezanja generirane MC simulacijom.

Analiza propagacije pukotine prekida se u slučaju ako je primijenjeni ukupni redoslijed opterećenja bez loma ili ako se postigne jedan od kriterija loma. Postoji više mogućih kriterija loma poput kritične veličine pukotine, uočljivo curenje tekućine (gubitak nepropusnosti), dijagram procjene loma (FAD) ili potpuni kolaps brodskog trupa. Kod oštećenih brodskih konstrukcija primjenjiva su posljednja dva kriterija. U ovoj analizi primijenjen je FAD pri čemu je kriterij loma da primijenjeni raspon intenzivnosti naprezanja premaši lomnu žilavost materijala K_{mat} ili ako se točka (K_r , L_r) nalazi izvan zone sigurnosti na FAD dijagramu.

FAD je definiran s parametrima K_r i L_r i krivuljom graničnog stanja (eng. Limit State Curve LSC) koja razdvaja sigurnu domenu (nema rizika od krtog loma) od nesigurne domene na FAD. LSC krivulja opisuje međudjelovanje žilavog i krtog loma. K_r je vertikalna os FAD dijagrama i računa se kao omjer koeficijenta intenzivnosti naprezanja i lomne žilavosti materijala.

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}}. \quad (3.4)$$

Horizontalna os FAD dijagrama, L_r , predstavlja omjer narinutoga naprezanja i naprezanja potrebnog da bi došlo do žilavog loma.

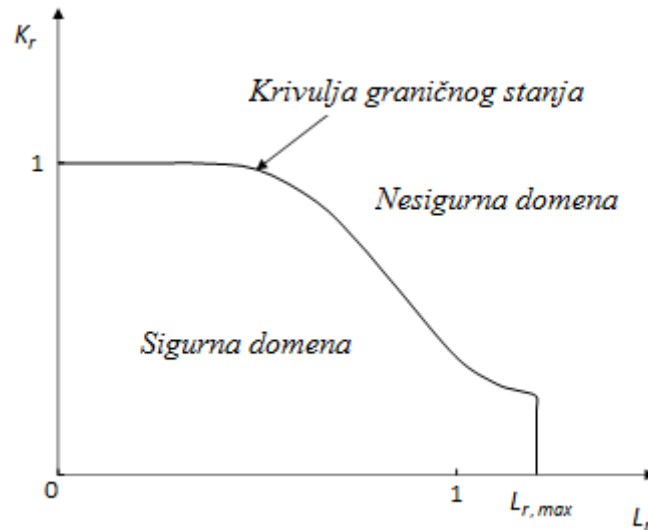
$$L_r = \frac{S_{max}}{S_y}. \quad (3.5)$$

S_{max} je osnovno maksimalno naprezanje konstrukcije s pukotinom za slučaj najgoreg stanja mora, dok je S_y je granica tečenja materijala.

Maksimalna vrijednost L_r definirana je kriterijem naprezanja $L_r < L_{r,max}$:

$$L_{r,max} = 0.5 \cdot \left(\frac{S_u}{S_y} \right). \quad (3.6)$$

Pri čemu je S_u granična čvrstoća i uvijek vrijedi da je $L_{r,max} < 1,2$.



Slika 3.20. Dijagram procjene loma uslijed dinamičkih naprezanja (FAD)

3.4.2 Koeficijent intenzivnosti naprezanja ukrepljenog panela broda

U analizi je upotrijebljen geometrijski model i MKE opisan prethodno u poglavlju 3.1. Za proračun i analizu propagacije pukotine, korišten je samo karakteristični slučaj br. 11 (pogledati poglavlje 3.1.2, Tablica A-1)

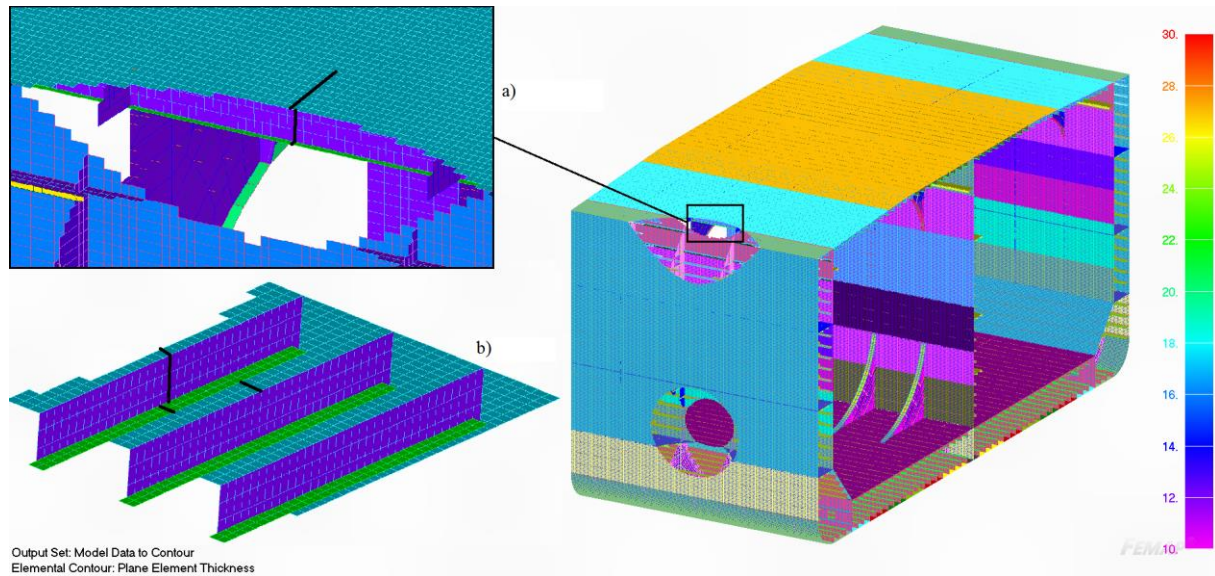
Tablica 3.10. Karakteristični parametri scenarija sudara

Lokacija udara po visini (X_D/D)	Dubina penetracije oštećenja (X_B/B)	Duljina broda (L , m)	Visina broda (D , m)	Širina broda (B , m)	Lokacija oštećenja
0,055	0,131	258,8	22,9	41,6	P & VO

*P & VO- oštećena paluba i vanjska oplata

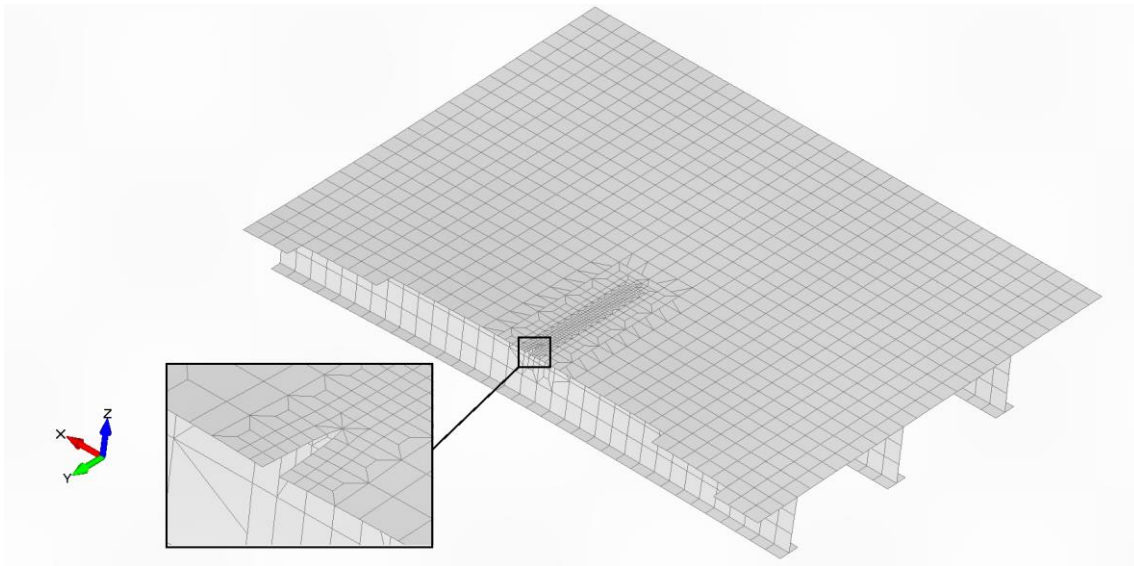
Analiza je napravljena u programu FEMAP s NX Nastranom. Za vrijeme sudara pramac broda koji udara prolazi kroz palubu udarenog broda. S obzirom da je osnovni predmet analize globalna čvrstoća trupa, izloženog fluktuirajućem opterećenju uslijed vertikalnog valnog momenta savijanja, posebna pozornost je stavljena na područje palube. Pretpostavka je da

pukotina ima ishodište na najudaljenijoj točki sudara i da nastavlja propagirati preko palubne konstrukcije (Slika 3.21).

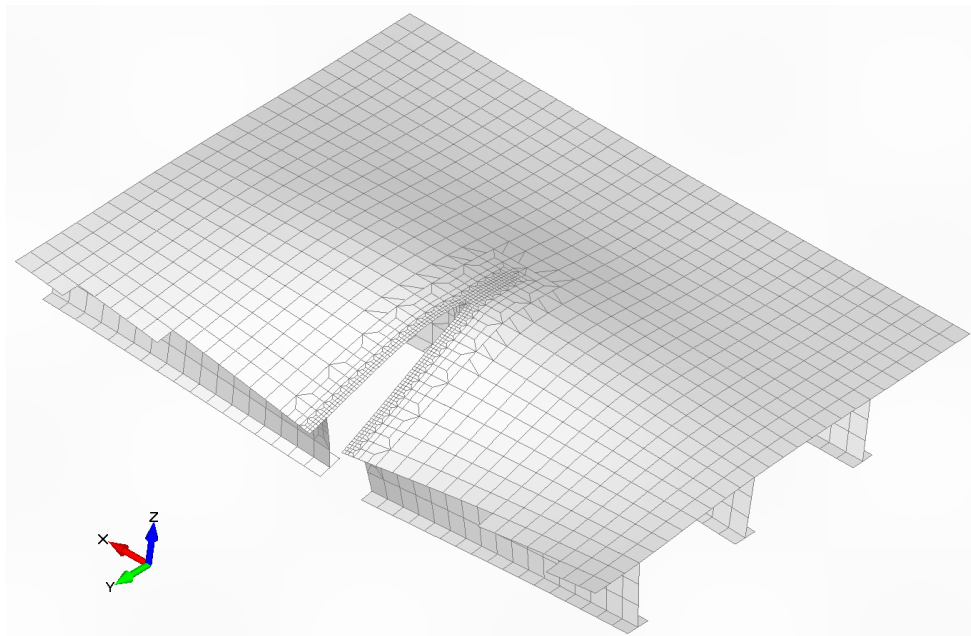


Slika 3.21. Model oštećenog broda: a) pretpostavljena lokacija pukotine; b) pogled odozdo na liniju propagacije pukotine između dva uzdužnjaka

Analiza koeficijenta intenzivnosti naprezanja provedena je načina da su elementi duž pretpostavljene linije propagacije pukotine, okomite na smjer maksimalnog opterećenja, rafinirani (usitnjeni). Oko pukotine su elementi rafinirani u obliku „pravokutne kutije“. Sa svakim povećanjem duljine pukotine, „kutija“ se pomiče duž linije pukotine (Slika 3.22, Slika 3.23). Propagiranje pukotine i razdvajanje površina pukotine simulirano je pomoću značajke „unzip“ unutar programa FEMAP. Njome su uklonjene sve poveznice između elemenata do vrha pukotine.



Slika 3.22. Model pukotine do prvog uzdužnjaka



Slika 3.23. Model pukotine do drugog uzdužnjaka

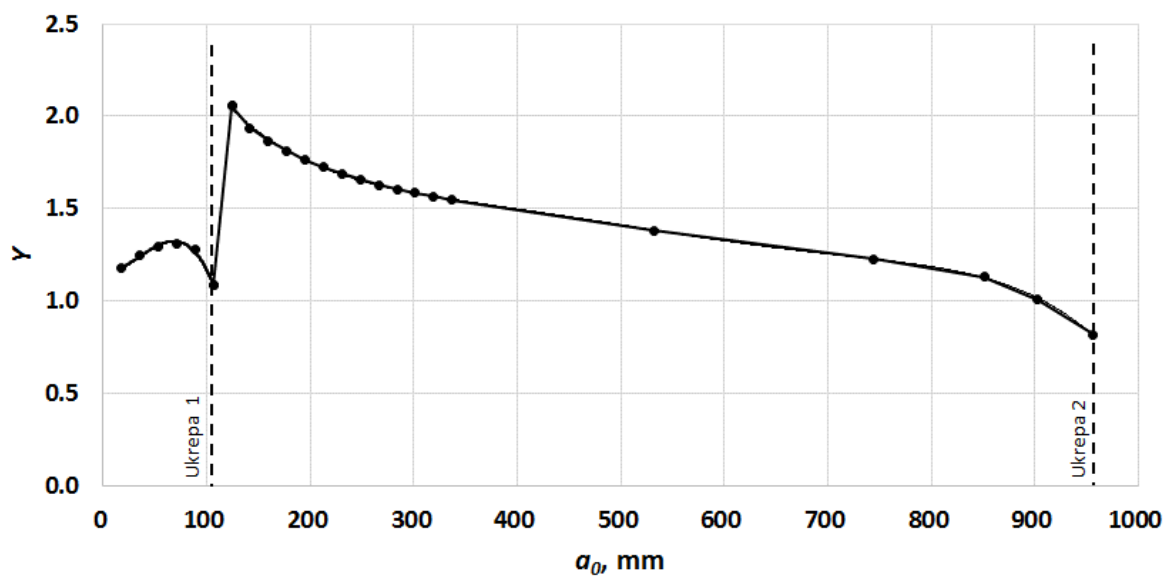
Veličina elemenata na rafiniranom modelu jednaka je debljini oplata t što zadovoljava propisane brodograđevne standarde za računanje dinamičke izdržljivosti strukturnih detalja [91]. Rafinirani elementi su četverokutni elementi višeg reda, osim oko vrška pukotine gdje su primijenjeni trokutasti elementi višeg reda (vidi poglavlje 2.3.3). SIF je dobiven metodom pomaka.

Pomoću dobivenog SIF-a može se izračunati geometrijska funkcija duž linije propagacije pukotine.

$$Y = \frac{\Delta K_I}{\Delta \sigma_{nom} \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \quad (3.7)$$

Slika 3.24 prikazuje distribuciju geometrijske funkcije ukrepljenog panela duž pretpostavljene linije pukotine. Može se primijetiti nagli porast geometrijske funkcije nakon što prođe kroz uzdužnjak, a potom i pad duž pukotine sve do idućeg uzdužnjaka.

Rezultati se mogu kvalitativno usporediti s prethodnim istraživanjima propagacije pukotine kroz ukrepljene panele [17],[29] i [95]. U njima je vidljiv sličan trend geometrijske funkcije.



Slika 3.24. Geometrijska funkcija Y

3.4.3 Primjena metodologije za računanje propagacije pukotine

Procedura je objašnjena korak po korak u pripadnom dijagramu toka (Slika 3.25), a dodatno je priložen i izrađeni kod u MATLAB-u (PRILOG C). Napravljeno je 5000 različitih simulacija propagacije pukotine, pri čemu svaka simulacija započinje inicijalnom veličinom pukotine a_0 . Amplitude vertikalnog valnog momenta savijanja za svaku od 5000 simulacija propagacije određene su pomoću MC simulacije s definiranim parametrima Weibullove razdiobe koji su prethodno definirani u poglavlju 3.2.

Nominalno narinuto opterećenje računa se kao omjer vertikalnog valnog momenta savijanja M_{vbm} i momenta otpora poprečnog presjeka za oštećeni brod W .

$$\sigma_{nom} = \frac{M_{VBM}}{W}, \quad (3.8)$$

gdje moment otpora presjeka broskog trupa iznosi $W = 32 \text{ m}^3$. Nominalni raspon naprezanja $\Delta\sigma_{nom}$:

$$\Delta\sigma_{nom} = 2 \cdot \sigma_{nom}. \quad (3.9)$$

Prije propagacije pukotine u svakom ciklusu, SIF se treba usporediti s pragom rasta pukotine ΔK_{th} . Ako je SIF jednak pragu rasta pukotine ili ispod te vrijednosti, znači da je polje naprezanja oko vrha pukotine takvo da pukotina ne napreduje i započinje se novi ciklus. Ovaj korak se ponavlja sve dok $SIF > \Delta K_{th}$. Jednom kad je taj uvjet postignut, moguće je izračunati propagaciju pukotine za ciklus opterećenja uz odgovarajuće parametre C , m i a_0 .

$$\frac{\Delta a_i}{\Delta N_i} = C(\Delta K_i)^m = C(Y_{i-1} \cdot \Delta\sigma_{nom,i} \cdot \sqrt{\pi a_{i-1}})^m. \quad (3.10)$$

Za vrlo male vrijednosti da i dN u prethodnoj jednadžbi mogu se zamijeniti s konačnim razlikama Δa_i i $\Delta N=1$. Porast pukotine Δa_i nakon jednog ciklusa doseže novu duljinu a_i :

$$\Delta a_i = C(Y_{i-1} \cdot \Delta\sigma_{nom,i} \cdot \sqrt{\pi a_{i-1}})^m, \quad (3.11)$$

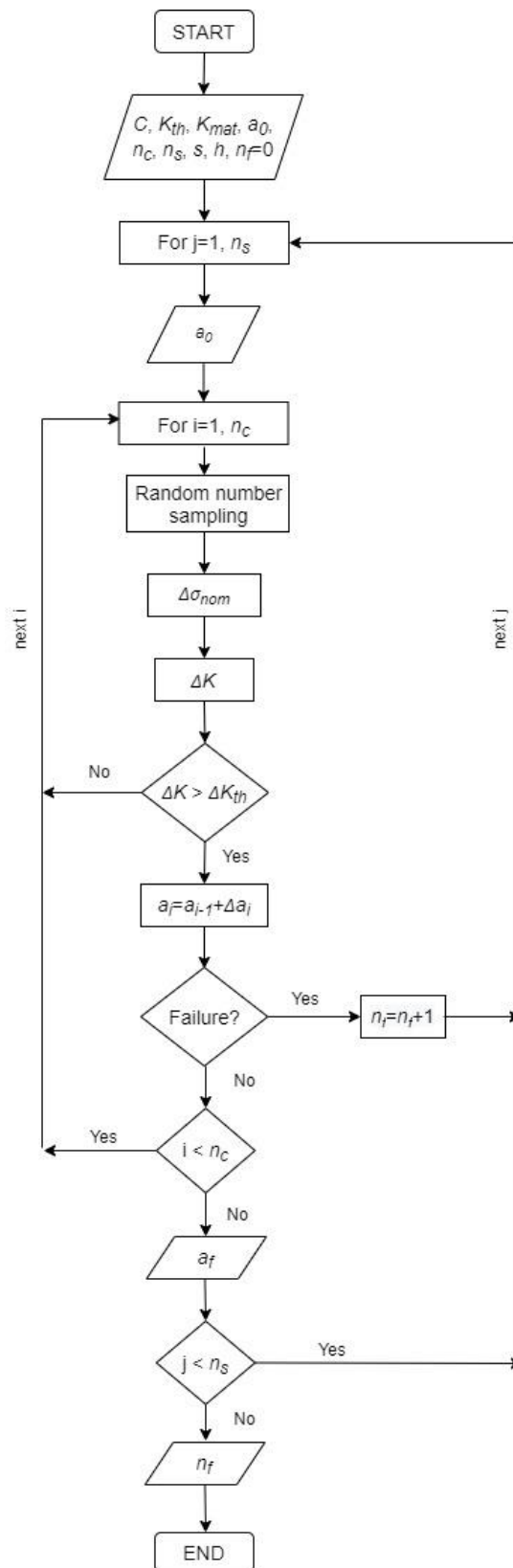
$$\Delta a_i = a_{i-1} + \Delta a_i. \quad (3.12)$$

Nakon što se dobije nova veličina pukotine, vrši se provjera pomoću FAD metode. Ako su pripadni parametri FAD izvan sigurne domene, dogodit će se slom i simulacija prestaje, te zatim počinje nova MC simulacija. Ako je veličina pukotine ispod granične krivulje u FAD dijagramu, napredovati će sa svakim novim ciklusom dok ne dosegne konačnu veličinu a_f na kraju pojedine MC simulacije propagacije pukotine.

Nakon što se izvede svih 5000 simulacija, vjerojatnost sloma računa se prema pojednostavljenom izrazu:

$$p_f = \frac{n_f}{n_s} \cdot 100 \text{ [\%]}. \quad (3.13)$$

Pri čemu je n_f broj simulacija s ishodom sloma, a n_s je ukupan broj simulacija (5000)



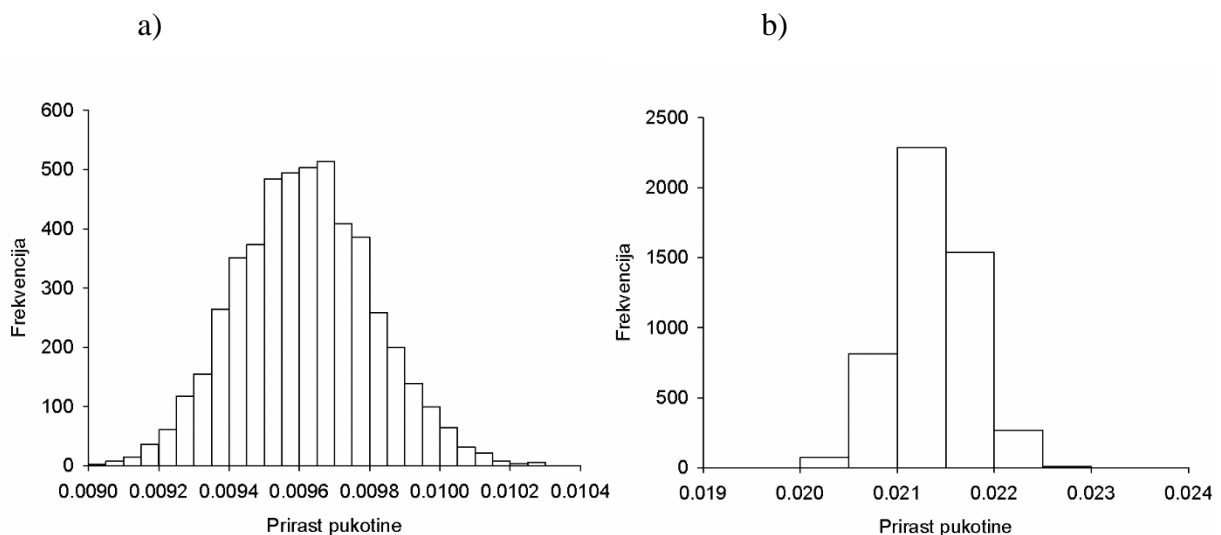
Slika 3.25. Dijagram toka proračuna propagacije pukotine

Analiza je provedena za bazni slučaj tipične sudarne lokacije i za slučaj SA. Parametri valnog opterećenja opisani su u poglavlju 3.2. Vjerojatnost sloma za bazni slučaj tipične sudarne lokacije iznosi 0,02% dok za SA iznosi 0,28%. Prvi rezultati ukazuju na to da stanje mora ima veliki utjecaj na propagaciju pukotine i konačni ishod, iako je vjerojatnost sloma u oba slučaja vrlo mala.

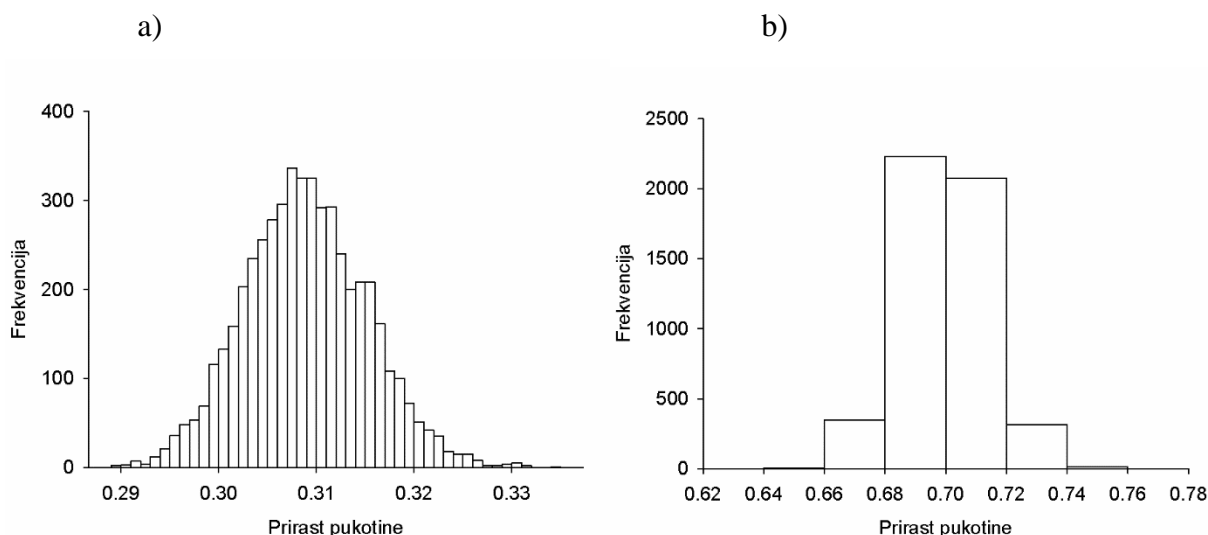
Tablica 3.11. Parametri za bazni slučaj

Parametar, oznaka	
Period tegljenja	7 dana
Prag širenja pukotine, ΔK_{th} [MPa·m ^{0.5}]	0 [91]
Žilavost materijala, K_{mat} [MPa·m ^{0.5}]	100 [91]
C [MPa, m]	$7,27 \cdot 10^{-11}$ [91]
m	3
a_0 [m]	1 mm

Rezultati propagacije pukotine za inicijalnu veličinu pukotine $a_0=1$ mm prikazani su pomoću histograma na Slici 3.26, dok su rezultati za inicijalnu veličinu pukotine 10 mm prikazani na Slici 3.27. Vidljiv je prirast Δa za zadano stanje mora između 0,009 mm i 0,0103 mm dok je u slučaju SA prirast između 0,02 mm i 0,023 mm. Za iste uvjete, ali veću inicijalnu pukotinu $a_0=10$ mm, prirast Δa je za bazni slučaj između 0,29 mm i 0,33 mm dok je za SA između 0,64 mm i 0,76 mm.



Slika 3.26. Histogram propagacije pukotine do pukotine konačne veličine za slučaj inicijalne pukotine $a_0=1$ mm, period tegljenja od 7 dana; a) zadano stanje mora; b) SA



Slika 3.27. Histogram prirasta pukotine do pukotine konačne veličine za slučaj inicijalne pukotine $a_0=10$ mm, period tegljenja od 7 dana; a) zadano stanje mora; b) SA

Srednje vrijednosti i standardna devijacija izražene su u Tablici 3.12.

Tablica 3.12. Srednja vrijednost i standardna devijacija prirasta pukotine Δa za period tegljenja od 7 dana

Stanje mora	$a_0=1$ mm		$a_0=10$ mm	
	Sr. vrijednost (mm)	Standardna dev.(mm)	Sr. vrijednost (mm)	Standardna dev.(mm)
Tipično sudarno okruženje	0,01	0,0002	0,31	0,006
Sjeverni Atlantik (SA)	0,02	0,0007	0,70	0,027

U oba slučaja, $a_0=1$ mm i $a_0=10$ mm, histogrami su nepromijenjenog zvonolikog oblika i gotovo simetrični. Prirast Δa je veći u slučaju $a_0=10$ mm, dok je sveukupno povećanje pukotine vrlo malo.

3.4.4 Parametarska analiza propagacije pukotine

Parametarskom analizom obuhvaćeno je 5 parametara: vrijeme tegljenja, prag rasta pukotine, lomna žilavost materijala K_{mat} , C i a_0 (Tablica 3.13). Varijacija parametara je napravljena u odnosu na bazni slučaj tablice stanja mora u tipičnom sudarnom okruženju.

Tablica 3.13. Vrijednosti parametara za parametarsku analizu

Parametar, oznaka			
Period tegljenja	14 dana		
Prag širenja pukotine, ΔK_{th} [MPa·m ^{0.5}]	2		
Lomna žilavost, K_{mat} [MPa·m ^{0.5}]	40	160	
C [MPa, m]	$1,64 \cdot 10^{-11}$	$5,79 \cdot 10^{-12}$	$9,49 \cdot 10^{-12}$
a_0 [m]	0,01		

Gornja granica značajki materijala C i m , definirana je prema [35] i iznosi $C=1,64 \cdot 10^{-11}$ i $m=3$. Srednja vrijednost ($C=5,79 \cdot 10^{-12}$) i srednja vrijednost plus dvije standardne devijacije ($C=9,49 \cdot 10^{-12}$) definirane su prema [52]. Prilikom računanja značajke C , naprezanje je definirano u megapaskalima, dok je veličina pukotine definirana u metrima. U slučaju da je veličina pukotine izražena u milimetrima, značajku C potrebno podijeliti s 31,62.

Osim što na veličinu propagacije pukotine značajan utjecaj ima stanje mora u vrijeme spašavanja broda, zbog čega se paralelno razmatra i slučaj sudara u Sjevernom Atlantiku, potrebno je razmotriti i utjecaj perioda tegljenja. Zbog toga je broj dana tegljenja povećan sa 7 na 14 dana.

Rezultati parametarske analize izraženi su faktorom vjerojatnosti sloma, p_f . Iz Tablice 3.14. vidljivo je da je vjerojatnost sloma za slučaj lošijeg stanja mora, Sjevernog Atlantika, značajno porasla. Povećanje inicijalne veličine pukotine na 10 mm uz isti period tegljenja također daje slične rezultate, što se vidi u Tablici 3.15. Kod uvećanog broja dana tegljenja, za slučaj stanja mora na tipičnoj sudarnoj lokaciji nije došlo do većeg rasta vjerojatnosti sloma, dok je za slučaj Sjevernog Atlantika rezultat u odnosu na 7 dana udvostručen (Tablica 3.16). Kod povećane inicijalne pukotine, rezultat faktora premašivanja je udvostručen za oba stanja mora (Tablica 3.17).

Tablica 3.14. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=1$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 7 dana

Tipično sudarno valno okruženje						
C	$\Delta K_{th}=0$			$\Delta K_{th}=2$		
	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$
$1,64 \cdot 10^{-11}$	0,04	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
$5,79 \cdot 10^{-12}$	0,04	0,02	0,04	0,06	0,02	0,02
$7,27 \cdot 10^{-11}$	0,06	0,02	0,04	0,02	0,06	0,02
$9,49 \cdot 10^{-12}$	0,06	0,02	0,04	0,02	0,02	0,02
Sjeverni Atlantik						
$1,64 \cdot 10^{-11}$	0,20	0,30	0,20	0,24	0,34	0,20
$5,79 \cdot 10^{-12}$	0,18	0,20	0,26	0,18	0,28	0,28
$7,27 \cdot 10^{-11}$	0,38	0,28	0,16	0,48	0,26	0,26
$9,49 \cdot 10^{-12}$	0,22	0,24	0,28	0,24	0,14	0,36

* C [MPa, m]; ΔK_{th} [MPa·m^{0,5}]; K_{mat} [MPa·m^{0,5}]Tablica 3.15. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=10$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 7 dana

Tipično sudarno valno okruženje						
C	$\Delta K_{th}=0$			$\Delta K_{th}=2$		
	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$
$1,64 \cdot 10^{-11}$	2,26	0,00	0,02	2,06	0,04	0,00
$5,79 \cdot 10^{-12}$	2,30	0,00	0,02	2,16	0,00	0,00
$7,27 \cdot 10^{-11}$	2,32	0,00	0,00	2,12	0,00	0,02
$9,49 \cdot 10^{-12}$	2,20	0,02	0,04	2,30	0,08	0,00
Sjeverni Atlantik						
$1,64 \cdot 10^{-11}$	24,04	0,24	0,30	23,72	0,22	0,20
$5,79 \cdot 10^{-12}$	23,96	0,36	0,18	24,08	0,34	0,22
$7,27 \cdot 10^{-11}$	28,24	0,44	0,34	27,40	0,26	0,38
$9,49 \cdot 10^{-12}$	23,94	0,34	0,20	23,94	0,30	0,10

* C [MPa, m]; ΔK_{th} [MPa·m^{0,5}]; K_{mat} [MPa·m^{0,5}]

Tablica 3.16. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=1$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 14 dana

Tipično sudarno valno okruženje						
C	$\Delta K_{th}=0$			$\Delta K_{th}=2$		
	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$
$1,64 \cdot 10^{-11}$	0,04	0,04	0,02	0,04	0,00	0,00
$5,79 \cdot 10^{-12}$	0,00	0,00	0,06	0,00	0,02	0,00
$7,27 \cdot 10^{-11}$	0,02	0,00	0,04	0,06	0,02	0,02
$9,49 \cdot 10^{-12}$	0,02	0,02	0,04	0,04	0,00	0,02
Sjeverni Atlantik						
$1,64 \cdot 10^{-11}$	0,48	0,50	0,38	0,60	0,62	0,58
$5,79 \cdot 10^{-12}$	0,82	0,62	0,52	0,50	0,54	0,52
$7,27 \cdot 10^{-11}$	0,50	0,52	0,50	0,54	0,40	0,64
$9,49 \cdot 10^{-12}$	0,44	0,60	0,56	0,56	0,32	0,32

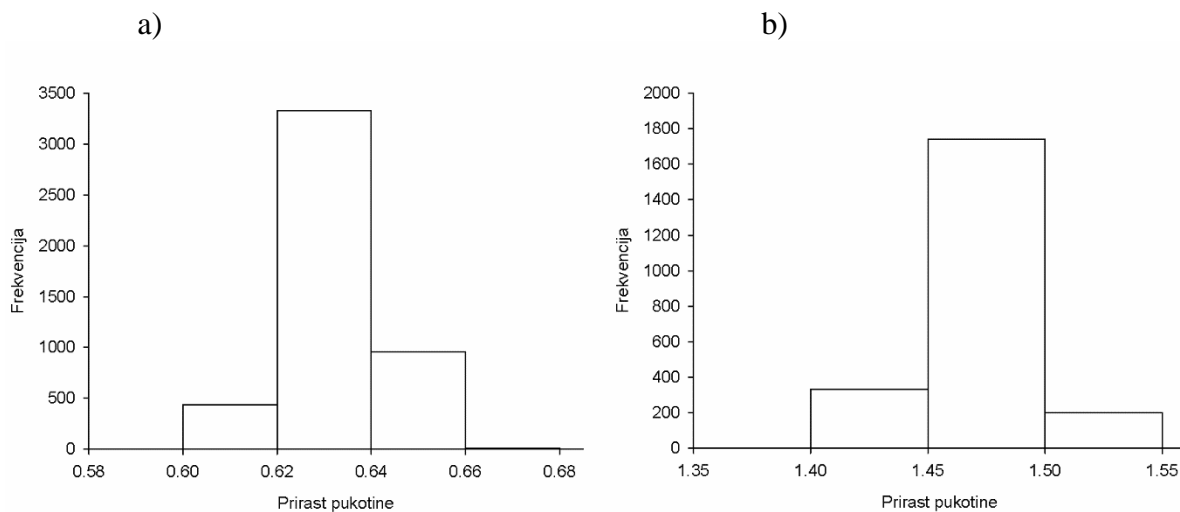
* C [MPa, m]; ΔK_{th} [MPa·m^{0,5}]; K_{mat} [MPa·m^{0,5}]Tablica 3.17. Vjerojatnost sloma $p_f(\%)$ za $a_0=10$ mm tipično sudarno valno okruženje i SA, period tegljenja 14 dana

Tipično sudarno valno okruženje						
C	$\Delta K_{th}=0$			$\Delta K_{th}=2$		
	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$	$K_{mat}=40$	$K_{mat}=100$	$K_{mat}=160$
$1,64 \cdot 10^{-11}$	4,26	0,04	0,00	3,84	0,00	0,06
$5,79 \cdot 10^{-12}$	4,08	0,06	0,00	4,62	0,02	0,00
$7,27 \cdot 10^{-11}$	5,20	0,04	0,00	5,14	0,04	0,02
$9,49 \cdot 10^{-12}$	4,38	0,06	0,02	4,50	0,00	0,00
Sjeverni Atlantik						
$1,64 \cdot 10^{-11}$	43,86	0,62	0,50	44,26	0,42	0,54
$5,79 \cdot 10^{-12}$	42,18	0,36	0,52	43,10	0,42	0,58
$7,27 \cdot 10^{-11}$	54,44	0,44	0,66	52,86	0,62	0,56
$9,49 \cdot 10^{-12}$	41,86	0,52	0,58	43,12	0,48	0,66

* C [MPa, m]; ΔK_{th} [MPa·m^{0,5}]; K_{mat} [MPa·m^{0,5}]

Analiziranjem rezultata u tablicama dolazi se do zaključka da je najgori slučaj, prikazan na Slici 3.28, odnosno najveća vjerojatnost premašivanja u slučaju kad je K_{mat} najniži i inicijalna veličina pukotine najveća. To vrijedi za oba slučaja, tipično sudarno valno okruženje i SA. Parametri C i ΔK_{th} imaju zanemariv utjecaj na ukupne rezultate. Bitno je napomenuti da su u

histogramu prikazani samo rezultati prirasta Δa za slučajeve u kojima ne dolazi do sloma za vrijeme cijelog perioda tegljenja.



Slika 3.28. Histogram prirasta pukotine do konačne veličine za slučaj $a_0=10$ mm, 14 dana tegljenja i $K_{mat}=40$ [MPa·m^{0.5}]; a) zadano stanje mora; b) SA

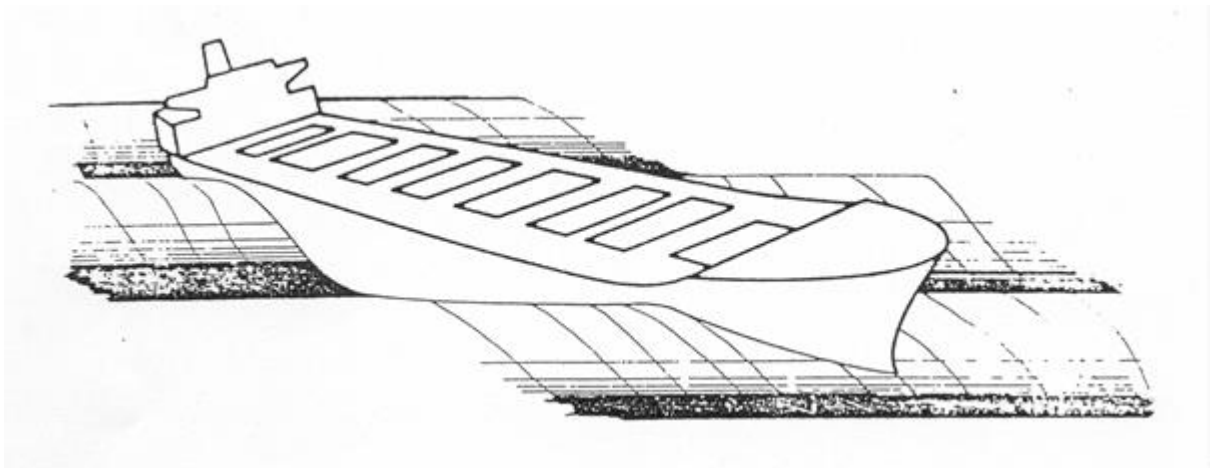
3.4.5 Zaključci o propagaciji pukotine oštećenog broda u teglju

Proračun propagacije pukotine i parametarska analiza doveli su do sljedećih zaključaka:

1. Lomna žilavost materijala, inicijalna veličina pukotine, valno okruženje i trajanje spašavanja broda imaju značajan utjecaj na vjerojatnost sloma. Kombinacija postojanja inicijalne pukotine i niske lomne žilavosti materijala može dovesti do vjerojatnosti oštećenja koja može biti relevantna za praktičnu primjenu.
2. Prirast pukotine je u svim slučajevima vrlo malen (reda veličine milimetra) i ne može utjecati na graničnu uzdužnu čvrstoću broskog trupa. Lom nastaje zbog prekoračenja FAD kriterija uslijed pojavljivanja velikih pojedinačnih amplituda naprezanja, a ne uslijed povećanja veličine pukotine.

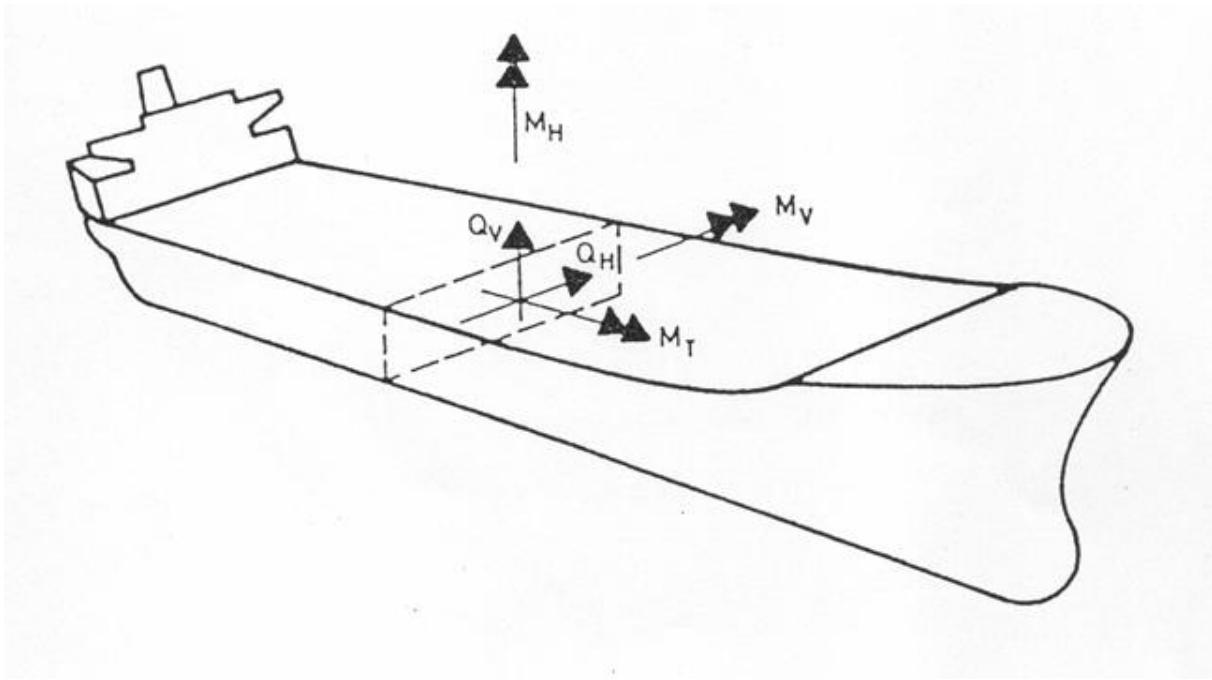
4. Preostali granični moment savijanja oštećenoga brodskog trupa

Uz problematiku propagacije pukotine i oštećenja broda u sudaru, usko je vezan i problem granične čvrstoće oštećenog trupa. Slika 4.1 prikazuje brod koji se nalazi na valovima. U slučaju tankera s dvostrukom oplatom, najgori scenarij je oštećenje u gornjem dijelu brodskog trupa, koje izravno značajno smanjuje uzdužnu čvrstoću broda u stanju progiba. Na brodski trup općenito djeluju sljedeća globalna opterećenja: vertikalni i horizontalni moment savijanja, vertikalne i horizontalne smične sile te momenti torzije. Na Slici 4.2. prikazan je koordinatni sustav i navedena osnovna opterećenja koja djeluju na brodski trup.



Slika 4.1. Brodski trup na valovima

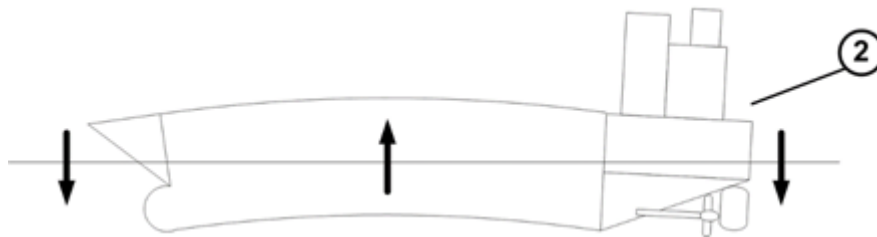
Globalna opterećenja se dobiju kao rezultat djelovanja lokalnih opterećenja poput tlakova mora i tereta te posljedica njihanja broda na valovima. Od svih opterećenja najvažniji je vertikalni moment savijanja, koji predstavlja zbroj momenta savijanja na mirnoj vodi (eng. still water bending moment) M_{sw} i vertikalnog momenta savijanja na valovima (eng. vertical wave bending moment), M_{wv} .



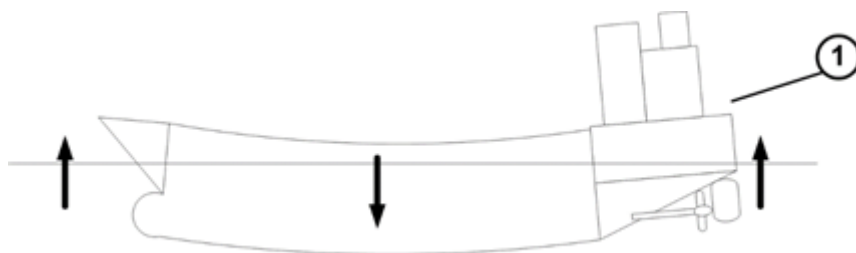
Slika 4.2. Poprečni presjek broskog trupa s koordinatnim sustavom koji je smješten u težištu presjeka i osnovnim opterećenjima

Granični moment savijanja definiran je kao najveći moment savijanja koji brodski trup može izdržati, a da ne dođe do kolapsnog stanja. To stanje je posljedica kolapsa pojedinačnih strukturnih elemenata od kojih se sastoji brodska konstrukcija. Vrijednost graničnog momenta dobije se zbrajanjem doprinosa svih elemenata koji sudjeluju u uzdužnoj čvrstoći trupa. U obzir se moraju uzeti stupanj deformiranosti i čvrstoća nakon kolapsa pojedinih strukturnih elemenata. Kao što se može vidjeti na Slici 4.3, s obzirom na način opterećenja, ovisno o tome da li se brod nalazi na valnom brijegu ili između dva vala u valnom dolu, strukturni elementi mogu biti u stanju vlačnog ili tlačnog naprezanja, što znači da su neki elementi deformirani na način da su „izduženi“ dok su neki uslijed tlačnog naprezanja „skraćeni“. Konačni rezultat ovakvog stanja jest određena zakrivljenosti trupa. Ako dođe do popuštanja dostatnog broja strukturnih elemenata uslijed kontinuiranog povećanja opterećenja, brodski trup će postupno izgubiti krutost na savijanje i dolazi do sloma konstrukcije.

a)



b)



Slika 4.3. Brod za prijevoz kontejnera za vrijeme loših vremenskih prilika: a) brod je na valnom brijegu u stanju pregiba; b) broda između dva valna brijega, pramac i krma su u pregibu dok je paralelni srednjak u stanju progiba[96]

4.1 Granični moment savijanja neoštećenoga broskog trupa u vertikalnoj ravnini

Brodovi su najvećim dijelom za vrijeme službe opterećeni vlastitim teretom koji prevoze i uvjetima stanja mora. Stoga svaki brod mora zadovoljiti nosivost na projektna opterećenja definirana prema klasifikacijskim pravilima. Brod ponekad može biti izložen ekstremnim opterećenjima npr. za vrijeme velikih oluja. Ako se u takvim uvjetima brod nalazi u stanju progiba ili pregiba, ukupno opterećenje koje na njega djeluje može premašiti nosivost brodske konstrukcije i može doći do kolapsa na način da se brod slomi na dva dijela. To je, uz prevrtanje broda uslijed gubitka stabiliteta najgori ishod pomorske nesreće koji se može dogoditi. Da bi se izbjegao takav scenarij, klasifikacijska društva su uvela granični moment savijanja neoštećenog broda kao projektni kriterij [9]:

$$\gamma_s M_{sw} + \gamma_w M_{wv} \leq \frac{M_U}{\gamma_R} \quad (4.1)$$

Pri čemu je:

M_U –granični moment savijanja neoštećenog broda,

M_{sw} –projektni moment savijanja na mirnoj vodi,

M_{wv} –projektni moment savijanja na valovima u slučaju progiba,

γ_s – parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na mirnoj vodi,

γ_w – parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na valovima i iznosi 1,2.,

γ_R – parcijalni faktor sigurnosti graničnog momenta savijanja neoštećenog broda,

$$\gamma_R = \gamma_M \quad (4.2)$$

γ_M – parcijalni faktor sigurnosti graničnog momenta koji obuhvaća neizvjesnosti vezane uz karakteristike materijala i geometriju poprečnog presjeka i iznosi 1,1.

Prvu analizu graničnog momenta savijanja proveo je Caldwell 1965. godine [97]. Prilikom računanja granične čvrstoće, Caldwell nije uzeo u obzir činjenicu da se nosivost strukturnih elemenata smanjuje nakon što se premaši njihova granična čvrstoća, pa je rezultat bila precijenjena vrijednost graničnog momenta. Metoda progresivnog kolapsa (eng. progressive collapse analysis (PCA)), koju je implementirao Smith 1977. godine uzima u obzir to smanjenje

nosivosti pojedinih strukturnih elemenata nakon njihova kolapsa. PCA metoda se zasniva na diskretizaciji poprečnog presjeka broskog trupa na elemente koji se sastoje od ukrepe i sunosive širine oplata i zatim postepenog povećanja zakrivljenosti trupa dok ne dođe do sloma

Danas postoji više metoda za računanje granične čvrstoće, koje su uglavnom bazirane na PCA: metoda inteligentnih velikih KE (eng. intelligent superset finite element method, ISFEM), nelinearna metoda konačnih elemenata (NMKE) (eng. non-linear finite element method, NFEM), metoda idealiziranih jedinica strukture (eng. idealized structural unit method, ISUM). Klasifikacijska društva su Smithovu metodu prihvatili kao standardnu metodu zadovoljavajuće točnosti i predložili u svojim pravilima [9].

U radu [98] su međusobno uspoređene metode progresivnog kolapsa za analizu granične čvrstoće broda: NMKE (program ANSYS), ISUM (program ALPS/HULL) i IACS CSR metoda, na primjeru Aframax tankera. Zaključeno je da IACS CSR metoda uglavnom pokazuje dobro slaganje rezultata u usporedbi sa složenijim metodama poput NMKE i ISUM.

4.2 Granična uzdužna čvrstoća broskog trupa uslijed kombiniranoga momenta savijanja

Pravilima klasifikacijskih društava je predviđen proračun sloma trupa uslijed vertikalnog momenta savijanja (eng. Vertical Bending Moment, VBM). U stvarnosti, brod je opterećen kombiniranim momentom savijanja (eng. Combined Bending Moment, CBM) uslijed vertikalnog i horizontalnog momenta savijanja (eng. Horizontal Bending Moment, HBM). U slučaju kada je brod izložen djelovanju visokih valova pod nepovoljnim nailaznim kutom, omjer djelovanja HBM i VBM može iznositi 1,73, što ukazuje na veliki utjecaj HBM [66].

Granična čvrstoća neoštećenog broda izloženog CBM, predstavljena je u obliku interakcijskih jednadžbi za VBM i HBM. Jednadžbe su razvijene u radovima [99] i [100]:

$$\left(\frac{M_v}{M_{uv}}\right)^\alpha + \left(\frac{M_h}{M_{uh}}\right)^\beta = 1. \quad (4.3)$$

Pri čemu su M_v i M_h vertikalna i horizontalna komponenta graničnog momenta savijanja; M_{uv} i M_{uh} su čisti² vertikalni i horizontalni moment savijanja; α i β su interakcijski koeficijenti.

Granična nosivost u vertikalnoj ravnini razlikuje se u progibu (eng. sag) i pregibu (eng. hog), stoga su i interakcijski koeficijenti granične čvrstoće neoštećenog broda različiti. Zbog simetrije konstrukcije, s obzirom na centralnu os, granični moment u horizontalnoj ravnini je isti bez obzira da li djeluje oko negativne ili pozitivne osi.

U [94] je napravljena usporedba NMKE i PCA metode na primjeru ratnog razarača (neoštećen i oštećen) uslijed kombiniranog djelovanja VBM i HBM, kao i torzijskog momenta (TM).

U [101] je proučavan kontejnerski brod pod utjecajem VBM i TM pomoću NMKE metode. Razvijena je interakcijska krivulja između VBM i TM.

Rad [102] bavi se istraživanjem granične čvrstoće pomoću NMKE metode na primjeru broda za prijevoz rasutog tereta opterećenog na kombinirano globalno i lokalno opterećenja. Razvijene su interakcijske jednadžbe između globalne nosivosti na savijanje i vanjskog pritiska po dnu broda. Radovi [102] i [103] bave se utjecajem tlaka tekućine na granični moment savijanja.

4.3 Određivanje preostale granične uzdužne čvrstoće oštećenoga brodskog trupa

Preostala čvrstoća oštećenog broda izloženog vertikalnom savijanju prvotno je proučavana u [104]. Predložen je analitički izraz za procjenu preostale čvrstoće oštećenoga brodskog trupa (sudar i nasukavanje), kao i jednostavne jednadžbe korelacije između preostale čvrstoće i veličine oštećenja. U radu [105] je proučavana preostala čvrstoća kao i pouzdanost oštećenog brodskog trupa pri različitim scenarijima sudara.

Preostalu graničnu čvrstoću u vertikalnoj ravnini je potrebno odrediti obzirom na os koja je paralelna s površinom vode, jer se moment na mirnoj vodi računa kao razlika između raspodjele težine i raspodjele uzgona. Ako je brod pod poprečnim nagibom, moment na mirnoj vodi dijeli se na dvije komponente, tj. komponentu koja je paralelna sa središnjom linijom broda (VBM) i komponentu koja je okomita na središnju liniju brod (HBM). Zbog toga bi se granična čvrstoća trebala računati s obzirom na kombinirani moment savijanja (CBM), makar je opterećenje samo u vertikalnoj ravnini. Proračun granične čvrstoće samo s jednom komponentom može dovesti

² Čisti se u ovom slučaju odnosi na slučaj kada u trenutku djelovanja vertikalnog ili horizontalnog momenta savijanja ne djeluje nijedno drugo opterećenje

do krivih margina sigurnosti između opterećenja i nosivosti. To je posebice važno kod proračuna pouzdanosti gdje funkcija graničnog stanja mora biti što realnija. Važno je također napomenuti da za razliku od neoštećenog broda, prilikom računanja preostale granične čvrstoće oštećenoga broda, neutralna os se pomiče na dva načina, translacijski i rotacijski. U radu [106] razvijena je inkrementalnu metodu kojom je dobiven odnos između momenta savijanja i zakrivljenosti trupa uzimajući u obzir i rotaciju i translaciju neutralne osi kod asimetrično oštećenog broskog trupa.

Važnost problema preostale granične čvrstoće prepoznala su i klasifikacijska društva [9], te je propisan obavezni proračun preostale čvrstoće oštećenog broskog trupa uz pretpostavku konstantnog oštećenja prema kriteriju:

$$\gamma_{sD}M_{sw-D} + \gamma_{wD}M_{ww-D} \leq \frac{M_{UD}}{C_{NA}}. \quad (4.4)$$

Pri tome je:

M_{sw-D} – vertikalni moment savijanja na mirnoj vodi u oštećenom stanju (opterećenje),

M_{ww-D} – vertikalni moment savijanja na valovima u oštećenom stanju (opterećenje),

M_{UD} – granični moment savijanja oštećenog broda,

C_{NA} – koeficijent neutralne osi koji u slučaju sudara iznosi 1,1.,

γ_{sD} – parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na mirnoj vodi (oštećeni brod) i iznosi 1,1.,

γ_{wD} – parcijalni faktor sigurnosti momenta savijanja na valovima oštećenog broda i iznosi 0,67.

U [107] predložen je novi koncept za procjenu sigurnosti brodske konstrukcije oštećene u nasukavanju. Procedura se temelji na opisu oštećenja koristeći indeks oštećenja nasukavanjem (eng. Grounding Damage Index, GDI) i na proračunu smanjenja granične čvrstoće dobivenog pomoću nelinearnih jednadžbi koje ovise o indeksu GDI. Koncept je dodatno proširen u radu [108] uzimajući u obzir i utjecaj propadanja uslijed korozije tijekom vremena. U [74] razvijena je funkcija gustoće razdiobe preostale čvrstoće nakon sudara za tankere različitih veličina i s dvostrukom oplatom.

U radu [109] istražuje se mogućnost primjene pojednostavljene PCA metode na primjeru oštećenog i neoštećenog laganog plovila na koje djeluje dvoosno savijanje. Dobiveni rezultati su potom uspoređeni s rezultatima NMKE analize. Pokazalo se da je pojednostavljena PCA metoda prihvatljiva za proračun preostale čvrstoće.

U [110] je korištena NMKE za analizu kolapsa neoštećenoga tankera za prijevoz ukapljenog plina pri temperaturi ispod ništice. Za proračun granične čvrstoće istog broda, ali u oštećenom stanju i pri djelovanju kombiniranog momenta savijanja (CBM) primijenjena je Smithova PCA metoda. Analiza je pokazala da oštećenje ima znatno veći utjecaj na horizontalni granični moment savijanja nego na vertikalni granični moment savijanja jer je oštećena pojasna traka trupa razmatranog kao grednog nosača.

U [16] su opisane simulacije sudara brodova s realističnim oštećenjem koristeći NMKE i ISFEM za analizu preostale granične čvrstoće. Pozivajući se na simulirane scenarije iz rada [16], napravljena je korelacija između RSI i indeksa oštećenja uslijed sudara (eng. Collision Damage Index, CDI) [111]. Korelacija je definirana kao omjer smanjenja vertikalnog momenta savijanja i momenta otpora neoštećenog i oštećenog broda.

Posljednjih godina se sve više koriste NMKE programi za proračun granične čvrstoće broskog trupa [112], uglavnom pod utjecajem vertikalnog momenta savijanja [113].

U [45] je korišten NMKE za procjenu potencijalnog oštećenja u slučaju sudara različitih offshore plovila i FPSOa. Granična čvrstoća oštećenog FPSOa uslijed vertikalnog momenta savijanja je također određena korištenjem NMKE. Ista je metoda upotrijebljena i u radu [114] za procjenu progresivnog kolapsa oštećenog nosača u obliku kutije uslijed uzdužnog savijanja. U [115] je preostala čvrstoća tankera oštećenog u sudaru, uz analizu utjecaja zakretanja neutralne osi određena pomoću NMKE, tj. programa LS-Dyna.

Interakcijski koeficijenti za oštećeni brod izložen kombiniranom savijanju su proučavani u radovima [116], [117], [87] i [94]. Predložena je modificirana tj. proširena verzija jednadžbe (4.3):

$$\left(RSI_v \frac{M_v}{M_{uv}} \right)^\alpha + \left(RSI_h \frac{M_h}{M_{uh}} \right)^\beta = 1, \quad (4.5)$$

gdje su RSI_v i RSI_h indeksi preostale čvrstoće za granične momente savijanja u vertikalnoj, odnosno horizontalnoj ravnini. Indeksi preostale čvrstoće predstavljaju omjer nosivosti na čisto

savijanje u oštećenom stanju u odnosu na neoštećeno stanje. Potrebno je naglasiti kako su interakcijski koeficijenti u jednadžbi (4.3) različiti od onih u jednadžbi (4.5) i to ne samo u slučaju progiba ili pregiba nego i ovisno o tome kojeg je predznaka HBM, odnosno da li HBM tlači oštećenu ili neoštećenu stranu broda. Ove razlike između jednadžbi dovode do zaključka da u slučaju oštećenog broda postoji 4 različita seta interakcijskih koeficijenata za svaki scenarij oštećenja, dok za neoštećeni brod postoje samo dva seta.

4.3 Određivanje preostale granične čvrstoće oštećenog brodsakoga trupa s propagirajućom pukotinom

U radu [21] konceptualno je razmatran slučaj propagacije pukotine uslijed fluktuirajućeg valnog opterećenja na oštećenom tankeru za vrijeme tegljenja u luku spasa. Istražena je mogućnost kolapsa brodsakoga trupa za vrijeme tegljenja i potpunog gubitka granične čvrstoće uslijed vertikalnog momenta savijanja. Vertikalni moment savijanja definiran je kao zbroj momenta savijanja na mirnoj vodi i vertikalnog momenta savijanja na valovima. Prilikom proračuna pretpostavka je da su brodsko dno i glavna paluba neukrepljene ploče. Za proračun granične čvrstoće oštećenog broda korištena je približna metoda koja se temelji na pretpostavljenoj raspodjeli naprezanja. Zaključeno je da oštećena brodska konstrukcija koja je izložena valnom opterećenju može izdržati određeni period tegljenja prije nego dođe do nagle propagacije pukotine, i to u slučaju nasukavanja približno 15 dana, a u slučaju sudara približno 11 dana. S obzirom na to da je predviđeni broj dana tegljenja 7, može se zaključiti da bi brod izdržao taj period bez da dođe do kolapsa. Autori navode kako su rezultati na konceptualnoj razini i da je potrebno daljnje istraživanja, po mogućnosti uz primjenu MKE, da bi se došlo do čvršćih zaključaka što ujedno bio i jedan od motiva za istraživanje granične čvrstoće oštećenog trupa prilikom izrade ovog doktorskog rada.

Slikoviti primjer scenarija propagacije pukotine je nesreća tankera Castor 2011. godine (Slika 4.4). Loši vremenski uvjeti i valna opterećenja kojima je brod bio izložen doveli su do toga da se od inicijalne pukotine razvila duga pukotina od 24 m preko palube. Nakon sigurne evakuacije posade bilo je potrebno istovariti teret. Zbog prirode tereta, međutim mnoge luke nisu htjele prihvatiti pristajanje broda i istovar. Zbog toga je oštećeni tanker bio tegljen Mediteranom skoro mjesec dana prije nego su pronašli mjesto gdje je bilo moguće napraviti istovar tereta bez ugrožavanja okoliša. Organizacija IMO je tada predložila da se prioritetno definiraju mjere, i to na globalnoj razini, koje bi oštećenim brodovima pružile potrebnu pomoć kako bi se izbjegle neželjene posljedice.



Slika 4.4 Pukotina preko palube tankera Castor[118]

Kao što se može vidjeti iz prikazanog pregleda literature, većina radova se bavi proračunom granične čvrstoće oštećenog ili neoštećenog broda. Problemom granične čvrstoće zbog moguće propagacije pukotine tijekom tegljenja ne bavi se puno radova. Rezultati propagacije pukotine provedeni u 3. poglavlju upućuju na vrlo malu vjerojatnost da se tijekom akcije spašavanja broda razvije zamorna pukotina tolike veličine da može značajnije smanjiti preostali granični moment savijanja trupa.

Bez obzira na to, činjenica je da eventualna propagacija pukotine može dodatno ugroziti integritet broskog trupa. Stoga je potrebno predložiti proceduru brzog proračuna graničnog momenta savijanja koja bi se mogla koristiti u takvoj situaciji.

U [119] je proračun preostalog graničnog momenta savijanja uslijed značajnih korozijskih istrošenja proveden na način da su se dijelovi strukture za koje se smatra da su oštećeni isključeni iz proračuna. Preostala granična čvrstoća oštećenoga i neoštećenoga poprečnog presjeka određena je metodom PCA pomoću programa ALPS/HULL. Sličan se postupak može primijeniti i za proračun granične čvrstoće oštećenoga broda uz propagaciju pukotine

Analizirana su tri modela glavnog rebra Aframax tankera: neoštećeni presjek, oštećeni presjek (u određenom postotku s obzirom na visinu broda) i oštećeni presjek s pukotinom (inicijalne duljine između dva uzdužnjaka). Oštećenje, analizirano 2D modelom (vidi poglavlje 3.1.2) u programu MARS, u kojem je moguće izravno izračunati preostalu graničnu čvrstoću. Pri tome

se mora imati na umu da program MARS u obzir uzima samo translacijski pomak neutralne osi. U naravi oštećenje sudarom nije simetrično pa se središte oštećenog poprečnog presjeka udaljava od oštećenja i to translacijom i rotacijom. Da bi se u obzir uzela i rotacija, može se koristiti izraz za stopu smanjenja preostale čvrstoće uslijed rotacije neutralne osi [106]:

$$\frac{M_V^u}{M_V^u|_{CASE2}} = \frac{I_{HH}I_{VV} - I_{HV}^2}{-(y_C - y_G)I_{HV} + (z_C - z_G)I_{HH}} \cdot \frac{(z_C - z_G)}{I_{VV}}, \quad (4.6)$$

gdje je:

y, z – uzdužna i vertikalna os poprečnog presjeka,

y_C, z_C – pozicija kritičnog elementa koji se nalazi na glavnoj palubi broda i na udaljenosti $B/4$ od oštećene oplata broda,

y_G, z_G – koordinate težišta oštećenog poprečnog presjeka,

I_{VV} – aksijalni (vertikalni) moment inercije (tromosti) oštećenog poprečnog presjeka s obzirom na os y ,

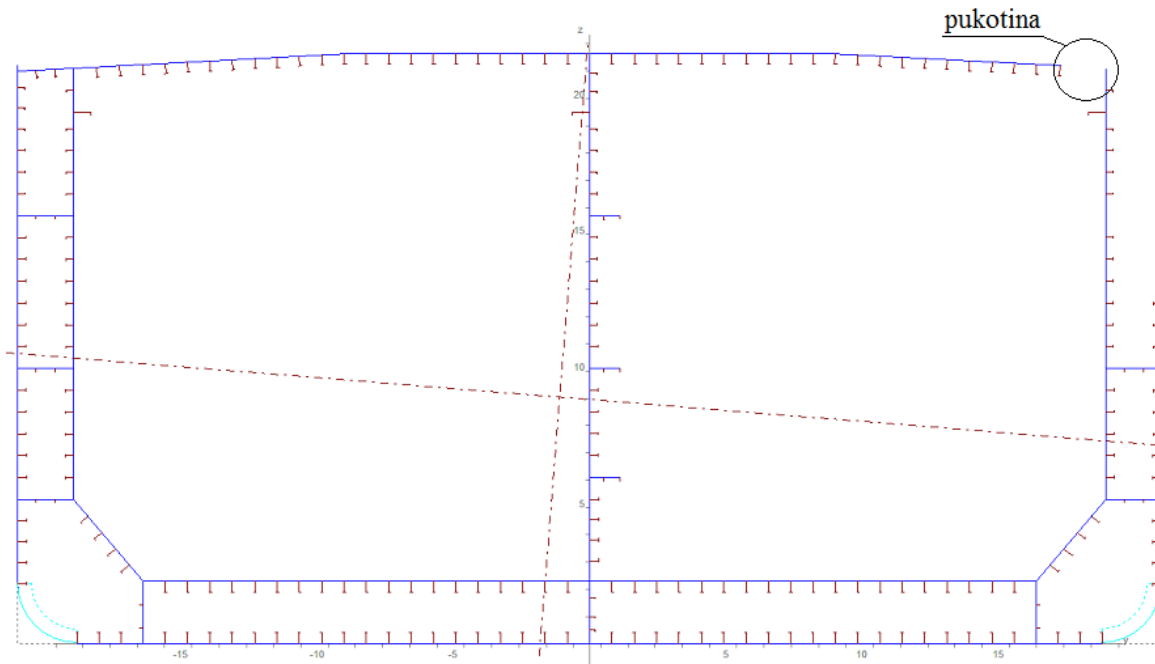
I_{HH} – aksijalni (uzdužni) moment inercije (tromosti) oštećenog poprečnog presjeka s obzirom na os z ,

I_{HV} – centrifugalni moment inercije (tromosti) oštećenog poprečnog presjeka s obzirom na osi y i z ,

M_V^U – preostala vertikalna granična čvrstoća u progibu uključujući utjecaj rotacije neutralne osi,

$M_V^U|_{CASE2}$ – preostala vertikalna granična čvrstoća u progibu bez utjecaja rotacije neutralne osi.

Na Slici 4.5 prikazan je model oštećenog broda s pukotinom na glavnoj palubi. Naznačen je i koordinatni sustav na kojem se vidi translacija i rotacija neutralne osi oštećenoga poprečnog presjeka. Prikazani model se temelji na modelu oštećenoga broda koji je prethodno prikazan u poglavlju 3.1.2. Oštećenje trupa iznosi 40% i oštećena je samo vanjska oplata. Model je generiran u programu MARS, kao i vrijednosti pripadnih parametara iz izraza (4.6) na temelju kojih se može izračunati stopu smanjenja preostale granične čvrstoće uz dodatnu rotaciju neutralne osi.



Slika 4.5. Model oštećenog broda s pukotinom na glavnoj palubi (MARS)

Tablica 4.1. Preostala granična čvrstoća s rotacijom neutralne osi i bez rotacije neutralne osi (CASE 2)

Stanje trupa	$M_{V}^{U} _{CASE2}$ [kNm]	M_{V}^{U} [kNm]	$\frac{M_{V}^{U}}{M_{V}^{U} _{CASE2}}$	$\frac{M_{V}^{U}}{M_{V}^{U} _{CASE2}}$ (neoštećeni brod bez rotacije NA)
Neoštećen	-9 545 489	-9 545 489	1	1
Oštećen	-8 726 245	-7 894 536	0,90	0,83
Oštećen s pukotinom	-8 582 842	-7 562 331	0,88	0,79

Rezultati preostale granične čvrstoće prikazani u Tablici 4.1 ukazuju na to da je za proračun preostale granične čvrstoće oštećenog broda potrebno uzeti u obzir i zakretanje neutralne osi. Može se zaključiti da proračun preostale granične čvrstoće koji se temelji samo na translaciji neutralne osi precjenjuje preostalu čvrstoću. U ovom konkretnom slučaju zaključeno je da postojanje pukotine duljine dva razmaka uzdužnjaka, koja se proteže od unutarnje oplata prema simetralnoj osi broskog trupa, smanjuje uzdužnu graničnu čvrstoću za oko 4%.

5. Zaključak i ostvareni znanstveni doprinosi

S obzirom na konstantno povećanje svjetske flote brodova, dolazi i do sve većeg broja pomorskih nesreća, među kojima najveći udio zauzimaju sudari i nasukavanja. Iako većina nesreća brodova završi s manjim materijalnim štetama i bez ljudskih žrtvi, neke imaju i katastrofalne posljedice po ljudske živote i okoliš. Klasifikacijska društva i znanstvena zajednica ulažu velike napore u smanjenje posljedica pomorskih nesreća. Vodeća klasifikacijska društva nude brodarskim kompanijama posebnu konstantnu savjetodavnu uslugu upravljanja brodom u hitnim situacijama (Emergency Response Service – ERS). U tu svrhu su razvijeni posebni računalni programi i procedure, koji na osnovu dostupnih podataka o konstrukciji broda, veličini oštećenja, lokaciji nesreće i trenutnim vremenskim prilikama daju procjenu preostale granične čvrstoće i prijedlog koraka koje treba poduzeti da bi brod sigurno stigao do luke spasa. U okviru postojećih procedura zanemaruje se mogućnost propagacije pukotine uslijed zamora materijala na oštećenom brodu tijekom samostalne plovidbe ili tegljenja do luke spasa, što je posebno bitno u nepovoljnim vremenskim prilikama. Budući da operacija spašavanja broda može trajati tjednima, broj ciklusa valnog opterećenja može biti oko 10^5 ili čak i veći, što predstavlja granično područje između niskocikličkog i visokocikličkog zamora. U ovom je radu prvi put provedeno cjelovito istraživanje mogućnosti zamora materijala brodske konstrukcije oštećene u sudaru brodova, razmatrajući oba dva oblika zamornog oštećenja. Analiza niskocikličkog zamora se temelji na metodi lokalnog naprezanja i deformacija, dok se analiza propagacije pukotine temelji na Parisovom zakonu.

Osnovni parametar kod propagacije pukotine kroz ukrepljene panele brodske konstrukcije jest koeficijent intenzivnosti naprezanja, koji se može odrediti koristeći više različitih metoda. Uz točnost metode računanja koeficijenta intenzivnosti naprezanja, u ovome su radu njena robusnost, brzina i dostupnost postavljeni kao dodatni kriteriji za odabir metode. Naime, proračunska metoda ne bi smjela zahtijevati iscrpljujuće modeliranje i trebala bi biti dostupna u većini postojećih programa za primjenu MKE. Napravljen je usporedni pregled dostupnih metoda i odabrana je metoda pomaka koja zadovoljava postavljene kriterije.

Rezultati provedenog istraživanja dovode do zaključka da je mogućnost zamora materijala broskog trupa za vrijeme operacije spašavanja Aframax tankera za prijevoz nafte oštećenoga u sudaru ili nasukavanju vrlo mala. Da bi došlo do pojave niskocikličkog zamora ili značajnijeg oštećenja trupa uslijed propagacije pukotine, potrebno je da inicijalno oštećenje bude izuzetno

veliko, na samom „repu“ razdiobe vjerojatnosti povijesno zabilježenih slučajeva oštećenja. Također je potrebno da kao posljedica sudara ili nasukavanja nastane inicijalna pukotina te da je lomna žilavost materijala na donjoj granici vjerodostojnih vrijednosti. Ako su ti uvjeti zadovoljeni, onda bi valno okruženje u kojem se odvija spašavanje broda i trajanje plovidbe ili tegljenja brod do luke spasa mogli također utjecati na vjerojatnost oštećenja uslijed zamora materijala.

Obzirom na malu vjerojatnost propagacije pukotine za vrijeme spašavanja oštećenog broda, nije izgledno da bi zamorna pukotina mogla dodatno smanjiti granični moment savijanja broskog trupa. Međutim, čak i da se dogodi takav scenarij, moguće je brzo odrediti smanjenje granične čvrstoće trupa koristeći neki od postojećih programa za primjenu Smithove metode progresivnog kolapsa. Ukoliko se radi o oštećenju nastalom uslijed sudara brodova, potrebno je uzeti u obzir utjecaj rotacije neutralne osi poprečnog presjeka, što se sa zadovoljavajućom točnošću može postići približnom metodom, koristeći raspoložive podatke o geometriji poprečnog presjeka.

Predložene se metode mogu ugraditi u postojeće programe za pomoć brodovima u hitnim situacijama jer se koriste dostupni 2D modeli poprečnog presjeka i 3D modeli KE, koji se mogu u realnom vremenu nadograditi informacijama o oštećenju i ostalim podacima koji su potrebni za provođenje analize zamora i granične uzdužne čvrstoće oštećenog broskog trupa.

Znanstveni doprinosi ostvareni u disertaciji se mogu sažeti kako slijedi:

1. Uz primjenu suvremenih metoda razvijena je i na praktičnom primjeru primjenjena metoda za proračun niskocikličke dinamičke izdržljivosti i propagacije pukotine kroz oštećenu brosku konstrukciju za vrijeme spašavanja broda;
2. Napravljena je usporedna analiza brzih metoda za određivanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja u ukrepljenim panelima te je dan prijedlog metode koja bi se mogla koristiti u realnom vremenu s većinom programa za primjenu metode konačnih elemenata;
3. Kvantifikacijom utjecaja kojeg može imati propagacija pukotine na preostalu graničnu čvrstoću broskog trupa tijekom spašavanja oštećenog broda, dokazana je hipoteza da propagacija oštećenja utječe na preostalu čvrstoću broda, a predložena metode za proračun preostale granične čvrstoće uz prisustvo zamorne pukotine navedeno uzima u obzir prilikom planiranja operacije spašavanja.

6. Literatura

- [1] Bužančić Primorac B, Parunov J. Review of statistical data on ship accidents. In: Maritime Technology and Engineering 3. (eds) Guedes Soares C & Santos I. London: Taylor & Francis Group; 2016.
- [2] Eliopoulou E, Diamantis P, Papanikolaou A. Casualties of Medium Size Tankers. In: Proceedings of the 3rd Int. Symposium on Ship Operations, Management and Economics. 2010. Athens, Greece. The Greek Section of the SNAME.
- [3] European Maritime Safety Agency (EMSA). Annual Overview of Marine Casualties and Incidents 2019.
- [4] Pedersen PT. Marine Structures: Future Trends and the Role of Universities. Eng. 2015; 1(1): 131–138.
- [5] http://www.cargolaw.com/2010nightmare_jork_ranger..html
- [6] <http://www.fortunes-de-mer.com/old/rubriques/liens%20et%20contacts/detailsactualites/GasRoman2003ru.htm>
- [7] <https://www.crowley.com/customer-success-costa-concordia/>
- [8] American Bureau of Shipping (ABS). Guide for assessing hull-girder residual strength for tankers. New York: American Bureau of Shipping; 1995.
- [9] International Association of Classification Societies (IACS). Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers (IACS CSR). International Association of Classification Societies. 2014.
- [10] Bužančić Primorac B, Parunov J, Guedes Soares C. Structural Reliability Analysis of Ship Hulls Accounting for Collision or Grounding Damage. J Marine Sci Appl. 2020.
- [11] International Maritime Organization (IMO). 2004. Resolution MEPC 52/24/Add.1, Report of the marine environment protection.
- [12] Tekgoz M, Garbatov Y, Guedes Soares C. Review of Ultimate Strength Assessment of Ageing and Damaged Ship Structures. J Marine Sci Appl. 2020.
- [13] Parunov J, Prebeg P, Rudan S. Post-accidental structural reliability of double-hull oil tanker with near realistic collision damage shapes. Sh and Offshore Struct. 2020. 15: sup1, S190-S207.
- [14] Wen F. Rapid response damage assessment. Mar Technol. 2017; 40-47.
- [15] Prestileo A, Rizzuto E, Teixeira AP, Guedes Soares C. Bottom damage scenarios or the hull girder structural assessment. Mar Struct. 2013; 33: 33-35.
- [16] Youssef SAM, Faisal M, Seo JK, Kim BJ, Ha YC, Kim DK, et al. Assessing the risk of ship hull collapse due to collision. Sh and Offshore Struct. 2016; 11(4): 335-350.
- [17] Kwon S, Vassalos D, Mermiris G. Adopting a risk-based design methodology for flooding survivability and structural integrity in collision/grounding accidents. In: Proceedings of the 11th International Ship Stability Workshop. 2010. Wageningen, The Netherlands.

-
- [18] Sasa K, Incecik A. New Evaluation on ship strength from the view point of stranded casualties in coastal areas under rough water. In: Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE). 2009, Honolulu, Hawaii. 1-8.
- [19] Bardetsky A. Fracture mechanics approach to assess the progressive structural failure of a damaged ship. In: Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures. (eds) Amdhal J, Ehlers S. & Leira JB., London: Taylor & Francis Group; 2013: 77-84.
- [20] Ayala-Uraga E, Moan T. 2007. Time-variant reliability assessment of FPSO hull girder with long cracks. J Offshore Mech Arct Eng. 2007; 129: 81-89.
- [21] Bužančić Primorac B, Parunov J. Reduction of the ultimate strength due to crack propagation in damaged ship structure. In: Developments in Maritime Transportation and Exploitation of Sea Resources: IMAM 2013. (eds) Guedes Soares C. & López Peña F. London: Taylor & Francis Group. 2013: 365–371.
- [22] Han Q, Wang Y, Yin Y, Wang D. Determination of stress intensity factor for mode I fatigue crack based on finite element analysis. Eng Fract Mech. 2015; 138: 118-126.
- [23] Carroll LB, Tiku S, Dinovitzer AS. Rapid Stress Intensity Factor Solution Estimation for Ship Structure Applications. Ship Structure Committee SSC-429. 2003. Washington.
- [24] Kiciak A, Glinka G, Burns DJ. Calculation of stress intensity factors and crack opening displacements for cracks subjected to complex stress fields. J Pressure Vessel Technol. 2003; 125(3): 260-266.
- [25] Gledić I, Parunov J. 2015. Application of weight function method in the assessment of crack propagation through stiffened panel. In: Towards Green Marine Technology and Transport: proceedings of the 16th International Congress of the International Maritime Association of the Mediterranean (IMAM). (eds) Guedes Soares C, Dejhalla R. & Pavletić D. London: CRC Press/Balkema, Taylor & Francis Group. 2015: 247-252.
- [26] Sukumur N, Möes N, Moran B, Belytschko T. 2000. Extended Finite Element Method for Three-Dimensional Crack Modelling. Int J Numer Methods Eng. 2000; 48: 1549 – 1570.
- [27] Yangjian X, Huang Y. On damage accumulations in the cyclic cohesive zone model for X-FEM analysis of mixed-mode fatigue crack growth. Comp Mater Sci. 2009; 46: 579-585.
- [28] Zhu N, Oterkus E. 2020. Calculation of Stress Intensity Factor using Displacement Extrapolation Method in Peridynamic Framework. J of Mech. 2020; 1-9.
- [29] Dexter RJ, Mahmoud HN, Pilarski P. Propagation of Long Cracks in Stiffened Box-sections under Bending and Stiffened Single Panels under Axial Tension. Int J of Steel Struct. 2005; 5(3): 181-188.
- [30] He Y, Zhang T, Cui R. Research on crack growth of multiple-site damaged structure. 28th International Congress of the Aeronautical Sciences. 2012. Brisbane, Australia.
- [31] Božić Ž, Wolf H, Semenski D, Bitunjac V. Fatigue of Stiffened Panels with Multiple Interacting Cracks – an Experimental and Numerical Simulation Analysis. 12th International Conference on Fracture. 2009. Ottawa, Canada.

-
- [32] Huang V, Garbatov Y, Guedes Soares C. 2013. Fatigue reliability assessment of a complex welded structure subjected to multiple cracks. *Eng Struct.* 2013; 56: 868-879.
- [33] Feng GQ, Garbatov Y, Guedes Soares C. 2012. Probabilistic model of the growth of correlated cracks in a stiffened panel. *Eng Fract Mech.* 2012; 84: 83–95.
- [34] Jang B, Ito H, Kim K, Suh Y, Jeon H, Ha Y. 2010. A study of fatigue crack propagation at a web stiffener on a longitudinal stiffener. *J Mar Sci Technol.* 2010; 15(2): 176-189.
- [35] British Standard. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures BS 7910. London: BSI. 2005.
- [36] <http://struna.ihjj.hr/naziv/zamor-materijala/4639/>
- [37] <https://enciklopedija.hr/Natuknica.aspx?ID=13558>
- [38] Rudan S. Sigurnost konstrukcije spremnika na brodovima za prijevoz ukapljenog plina. Doktorska disertacija. Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu. 2006.
- [39] Garbatov Y, Rudan S, Gaspar B, Guedes Soares C. Fatigue assessment of marine structures. In: *Marine Technology and Engineering* (eds) Guedes-Soares C, Garbatov Y, Fonesca N. & Teixeira AP. London: Taylor & Francis Group. 2011.
- [40] Wang X, Kang JK, Kim Y, Wirsching PH. Low cycle fatigue analysis of marine structures. 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE). 2006. Hamburg, Germany.
- [41] Det Norske Veritas (DNV). Fatigue Assessment of Ship Structure. Classification Notes, NO. 30.7. DNV GL AS.2014.
- [42] Parunov J, Gledić I, Garbatov Y, Guedes Soares C. 2013. Fatigue Assessment of Corroded Deck Longitudinals of Tankers. *Intl J Maritime Eng.* (1479-8751) 155 (2013), Part A1; A9-A21.
- [43] Notaro G, Kippenes J, Amlashi H, Russo M, Steen E. Residual Hull Girder Strength of Ships with Collision or Grounding Damages. 11th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures. 2010. Rio de Janeiro, Brazil.
- [44] Underwood JM, Sobey AJ, Blake IRJ, Ajit Sheno R. Ultimate collapse strength assessment of damaged steel-plated structures. *Eng Struct.* 2012; 38: 1-10.
- [45] Notaro G, Østvold TK, Steen E, Oma N. Collision Damages and Residual Hull Girder Strength of a Ship Shaped FPSO. In: *Proceedings of the 12th PRADS.* 2013; 1011-1019. Changwon City, Korea.
- [46] Cerup-Simonsen B, Törnqvist R, Lützen M. 2009. A simplified grounding damage prediction method and its application in modern damage stability requirements. *Mar Struct.* 2009; 22: 62–83.
- [47] AbuBakar A, Dowb RS. 2013. Simulation of ship grounding damage using the finite element method. *Int J Solids Struct.* 2013; 50: 623–636.
- [48] MATLAB (R2020b). Matlab documentation. MathWorks, dostupno na: <http://www.mathworks.com/help/index.html>
-

-
- [49] Stephens RI, Fatemi A, Stephens RR, Fuchs HO. Metal fatigue in engineering. Second Edition. John Wiley & Sons, Inc. Hoboken, New Jersey, United States of America. 2001.
- [50] Recommended Practice DNVGL-RP-C208. Determination of structural capacity by non-linear finite element analysis methods. Norway. 2013.
- [51] Almar-Næss A, et. al. Fatigue handbook-offshore steel structures. Tapir publishers, Norway. 1985.
- [52] Lassen T, Recho N. 2006. Fatigue life analyses of welded structures (FLAWS). London: ISTE Ltd. 2006.
- [53] Husnjak M. Mehanika loma. Skripta.
- [54] Society of Experimental Mechanics (US). Handbook of measurement of residual stresses. (ed) Lu J. The Fairmont Press, Inc. 1996.
- [55] Božić Ž, Schmauder S, Wolf H. The effect of residual stresses on fatigue crack propagation in welded stiffened panels. Eng Fail Anal. 2018; 84: 346-357.
- [56] Božić Ž, Schmauder S, Mlikota M, Hummel M. Multiscale fatigue crack growth modelling for welded stiffened panels. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures (FFEMS). 2014; 37(9): 1043-4054.
- [57] Nils F, Soren E. Proposal for MARSTRUCT Benchmark - Fatigue life prediction of welds for different stress ratios R, Technical University of Hamburg (TUHH), January 2020. (Technical Report)
- [58] Rooke DP, Baratta FI, Cartwright DJ. Simple methods of determining stress intensity factors. Eng Fract Mech. 1981; 14: 397-426.
- [59] Tada H, Paris PC, Irwin GR. The stress analysis of cracks handbook. Third Edition, 2000. ASME Press, New York.
- [60] Glinka G, Shen G. Universal features of weight functions for cracks in mode I. Eng Fract Mech. 1991; 40(6): 1135-1146.
- [61] Guinea VG, Planas J, Elices M. K_I evaluation by the displacement extrapolation technique. Eng Fract Mech. 2000; 66(3): 243-255.
- [62] Laird II G, Epstein SJ. Fracture mechanics and finite element analysis. Mech Eng. 1992; 114(11): 69-73.
- [63] De Morais A. Calculation of stress intensity factors by the force method. Eng Fract Mech. 2007; 74(5); 739-750.
- [64] Vukelić G. Numerička analiza procesa širenja pukotina konstrukcija. Doktorska disertacija. Tehnički fakultet, Sveučilište u Rijeci. 2011.
- [65] Parunov J, Rudan S, Bužančić Primorac B. Residual ultimate strength assessment of double hull oil tanker after collision. Eng Struct. 2017; 148: 704–717.
- [66] Parunov J, Rudan S, Gledić I, Bužančić Primorac B. Finite element study of residual ultimate strength of a double hull oil tanker with simplified collision damage and subjected to bi-axial bending. Sh and Offshore Struct. 2018; 13(sup1): 25-36.

- [67] Haris S, Amdahl J. 2013. Analysis of ship–ship collision damage accounting for bow and side deformation interaction. *Mar Struct.* 2013; 32: 18–48.
- [68] Haris, S., Amdahl, J. 2011. An analytical model to assess a ship side during a collision. *Ships and Offshore Structures*; 7(4): 431-448.
- [69] Pedersen PT, Zhang S. On Impact mechanics in ship collisions. *Mar Struct.* 1998; 11(10): 429–449.
- [70] MARS. User’s manual. Bureau Veritas, Paris. 2013.
- [71] Gledić I, Parunov J, Prebeg P, Čorak M. Low-cycle fatigue of ship hull damaged in collision. *Eng Fail Anal.* 2019; 96: 436-454.
- [72] Lützen M. 2001. Ship collision damage. Phd Thesis. Technical University of Denmark. 2001.
- [73] Andrić J, Pirić K, Prebeg P, Andrišić J, Dmitrašinić A. Structural design and analysis of a large ‘open type’ livestock carrier. *Sh and Offshore Struct.* 2018; 13(1): 167-181.
- [74] Faisal M, Noh SH, Kawasar RU, Youssef SAM, Seo YK, HA YC, Paik JK. Rapid hull collapse strength calculations of double hull oil tankers after collisions. *Sh and Offshore Struct.* 2017; 12(5): 624-639.
- [75] Parunov J. Dinamička izdržljivost brodskih konstrukcija, nastavni materijali, FSB. 2008.
- [76] Parunov J, Čorak M, Guedes Soares C, Jafaryeganeh H, Kalske S, Lee Y, et. al. Benchmark study and uncertainty assessment of numerical predictions of global wave loads on damaged ships. *Ocean Eng.* 2020; 197.
- [77] Jensen JJ, Mansour AE, Olsen AS. Estimation of ship motions using closed-form expressions. *Ocean Eng.* 2004; 31: 61-85.
- [78] Det Norske Veritas. WAVESHIP. Wave Loads on Slender Vessels, SESAM User’s Manual. Det Norske Veritas, Høvik, Norway. 1993.
- [79] Oy, N.A.P.A. NAPA software. Helsinki, Finland. www.napa.fi/Design-Solutions/NAPA-Hull-Form-and-Performance. 2017.
- [80] SSC. SCORES Program, Ship Structural Response in Waves, Reported in SSC 230. Ship Structure Committee, Washington DC. 1972.
- [81] Newman JN, Lee CH, Korsmeyer FT. WAMIT. A Radiation-Diffraction Panel Program for Wave-Body Interactions. Department of Ocean Engineering, MIT, Cambridge, MA. 1995. www.wamit.com.
- [82] Det Norske Veritas. WADAM. Wave Analysis by Diffraction and Morison Theory, SESAM User’s Manual. Det Norske Veritas, Høvik, Norway. 1994.
- [83] Bureau Veritas. HydroSTAR. User’s Manual. Bureau Veritas, Paris. 2011.
- [84] Papanikolaou A, Schellin T. A three-dimensional panel method for motions and loads of ships with forward speed. *Ship Technol. Res.* 1992; 39: 145–155.

-
- [85] Parunov J, Ćorak M, Gledić I. Comparison of two practical methods for seakeeping assessment of damaged ships. In: *Analysis and Design of Marine Structures*. (eds) Guedes Soares C. & Sheno RA. London: Taylor & Francis Group. ISBN 978-1-138-02789-3. 2015; 37-44.
- [86] Đigaš A, Ćorak M, Parunov J. Comparison of linear seakeeping tools for containerships. XX. Simpozij Teorija i praksa brodogradnje (SORTA 2012). Brodarski institut, Zagreb. 2012.
- [87] Jia H, Moan T. Reliability Analysis of Oil Tankers with Collision Damage. In: *Proceedings of the 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*. 2008. Paper number: 57102.
- [88] Jensen JJ, Mansour AE. Estimation of Ship Long-Term Wave-Induced Bending Moment Using Closed-Form Expressions. The Royal institution of Naval Architects, W291. 2002.
- [89] IACS. Standard Wave Data No. 34. International Association of Classification Societies. 2000.
- [90] Chen NZ. A stop-hole method for marine and offshore structures. *Int J of Fatigue*. 2016; 88: 49-57.
- [91] Bureau Veritas. Guidelines for Fatigue Assessment of Steel Ships and Offshore Units. Guidance Note NI 611 DT R00 E. France. 2016.
- [92] ASM International. Fatigue resistance of steels. (eds) Davis JR, Davis & Associates. *ASM Handbook, Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, USA*: ASM International; 1990; 673-688.
- [93] Lee Y, Chanb HS, Pu Y, Incecik A, Dow RS. Global wave loads on damaged ship. *Sh and Offshore Struct*. 2012; 7: (3) 237-268.
- [94] Sun F, Pu Y, Chan HS, Dow RS, Shahid M, Das PK. Reliability-based performance assessment of damaged ships. *Ship Structure Committee Report No. 459*. 2011.
- [95] Dexter RJ, Pilarski PJ. Crack Propagation in Welded Stiffened Panels. *J of Constr Steel Res*. 2002; 58: 1081–1102.
- [96] Klass von Dokkum. *Ship knowledge*. 2005. DOKMAR, The Netherlands.
- [97] Caldwell JB. Ultimate longitudinal strength. 1965. *Trans RINA* 107:411–430.
- [98] Paik JK, Kim BJ, Seo JK. Methods for ultimate limit state assessment of ships and ship-shaped offshore structures: Part III hull girders. *Ocean Eng*. 2008; 35(2): 281–286.
- [99] Paik JK, Thayamballi AK, Che JS. Ultimate strength of ship hulls under combined vertical bending, horizontal bending and shearing forces. *Trans Soc Naval Archit Marine Eng (SNAME)*. 1996; 104: 31–59.
- [100] Gordo JM, Guedes Soares C. Interaction equation for the collapse of tankers and containerships under combined bending moments. *J Ship Res*. 1997; 41(3): 230–240.
- [101] Mohammed EA, Benson SD, Hirdaris SE, Dow RS. Design safety margin of a 10,000 TEU container ship through ultimate hull girder load combination analysis. *Mar Struct*. 2016; 46: 78–101.

- [102] Shu Z, Moan T. Ultimate hull girder strength of a bulk carrier under combined global and local loads in the hogging and alternate hold loading condition using nonlinear finite element analysis. *J Mar Sci Technol.* 2012; 17: 94–113.
- [103] Amlashi HKK, Moan T. Ultimate strength analysis of a bulk carrier hull girder under alternate hold loading condition – a case study Part 1: nonlinear finite element. *Mar Struct.* 2008; 21(4): 327-352.
- [104] Wang G, Chen Y, Zhang H, Peng H. Longitudinal strength of ships with accidental damages. *Mar Struct.* 2002; 15(2):119–138
- [105] Hussein AW, Guedes Soares C. Reliability and residual strength of double hull tankers designed according to the new IACS Common Structural Rules. *Ocean Eng.* 2009; 36(17, 18):1446–1459.
- [106] Fujikubo M, Zubair Muis Alie M, Takemura K, Iijima K, Oka S. Residual hull girder strength of asymmetrically damaged ships. *J Jpn Soc Nav Archit Ocean Eng.* 2012; 16:131–140
- [107] Paik JK, Kim DH, Park DH, Kim MS. A new method for assessing the safety of ships damaged by grounding. *Trans Royal Inst Nav Archit Part A: Int J Marit Eng.* 2012; 154(A1):1–20
- [108] Kim DK, Kim BJ, Seo JK, Kim HB, Zhang XM, Paik JK. Time dependent residual ultimate longitudinal strength-grounding damage index (R-D) diagram. *Ocean Eng.* 2014; 76:163–171.
- [109] Downes J, Ham WL, Dow RS. Assessment of the residual strength of a lightweight naval vessel. (eds) Lee C-S & Van S-H. In: *Proceedings of the 12th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS2013)*; Oct 20–25; Changwon City. Gyeongnam Province: CECCO. p. 1189–1196.
- [110] Ehlers S, Benson S, Misirlis K. Ultimate strength of an intact and damaged LNG vessel subjected to sub-zero temperature. (eds) Amdahl J, Ehlers S. & Bernt JL. In: *Proceedings of the 6th International Conference on Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures (ICCGS)*; Jun 17–19; Trondheim. 2013; 289–296.
- [111] Youssef SAM, Noh SH, Paik JK. A new method for assessing the safety of ships damaged by collisions. *Sh Offshore Struct.* 2017; 12(6): 862–872.
- [112] Yoshikawa T, Bayatfar A, Kim BJ, Chen CP, Wang D, Boulares J, et. al. Ultimate Strength Committee III.1. (eds). Guedes Soares C. & Garbatov Y. *Proceedings of the 19th International Ship and Offshore Structures Congress*; Sep 7– 10; Cascais, Portugal. 2015.
- [113] Samuelides MS, Koukounas D, Pollalis C. Residual strength of damaged ship's hull. (eds) Lee CS & Van SH. In: *Proceedings of the 12th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS2013)*; Oct 20–25 2013.
- [114] Benson S, AbuBakar A, Dow RS. A comparison of computational methods to predict the progressive collapse behavior of a damaged box girder. *Eng Struct.* 2013; 48:266–280
- [115] Parunov J, Rudan S, Čorak M. Ultimate hull-girder-strength-based reliability of a double-hull oil tanker after collision in the Adriatic Sea. *Sh Offshore Struct.* 2017; 12 (sup1): S55–S67

- [116] Gordo JM, Guedes Soares C. Residual strength of damaged ship hulls. (eds) Cassella P, Scamardella A. & Festinese G. In: Proceedings of the 9th International Congress of Maritime Association of the Mediterranean (IMAM2000); Apr 2–6; Ischia: Arti GraficheLicenziato - Napoli. 2000; 79–86.
- [117] Khan IA, Das PK. Reliability analysis of intact and damaged ships considering combined vertical and horizontal bending moments. Sh and Offshore Struct. 2008; 3(4):371–384.
- [118] <https://www.imo.org/en/OurWork/Safety/Pages/PlacesOfRefuge.aspx>
- [119] Paik JK, Thayamballi AK. Ultimate Limit State Design of Steel-Plated Structures. London: John Wiley & Sons, LTD. 2003.

ŽIVOTOPIS

Ivana Gledić rođena je 22. svibnja 1985. godine u Banja Luci (Bosna i Hercegovina). Udana je i majka je dvoje djece. Osnovnu školu i jezičnu gimnaziju završila je u Zagrebu. Preddiplomski studij brodogradnje na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu upisala je 2005. godine, te je 2010. godine obranom završnog rada stekla titulu prvostupnice brodogradnje. Iste godine upisala je diplomski studij brodogradnje na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu i obranom diplomskog rada 2011. godine stekla je titulu magistre inženjerke brodogradnje. Između 2013. godine i 2015. godine radi kao brodograđevni inženjer u industriji. U siječnju 2015. godine upisala je poslijediplomski studij strojarstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu, smjer Brodogradnja i pomorska tehnika. Od iste godine zaposlena je na Fakultetu strojarstva i brodogradnje, Sveučilišta u Zagrebu na radnom mjestu asistenta na projektu pri Zavodu za brodogradnju i pomorsku tehniku, Katedra za konstrukciju plovnih objekata.

Sudjelovala je u znanstveno-istraživačkom radu u sklopu projekta Hrvatske zaklade za znanost (HRZZ) pod br. 8658, naziva “Pouzdanost konstrukcije oštećenog naftnog tankera u Jadranskom moru”. Dodatno se usavršava u području zamora brodskih konstrukcija 2017. godine na tečaju „Structural Integrity Analysis (Fatigue & Fracture)”, ASRANET course u Delftu u Nizozemskoj.

Koautorica je tri članaka objavljena u znanstvenim časopisima te još četiri članka objavljena u zbornicima znanstvenih i stručnih skupova. Služi se engleskim jezikom.

CURRICULUM VITAE

Ivana Gledić was born on May 22nd 1985 in Banja Luka, Bosnia and Herzegovina. She is married and a mother of two. She finished elementary school and high school Gymnasium in Zagreb. She enrolled undergraduate studies of naval architecture at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture of the University of Zagreb in 2005 and in 2010 gained bachelor's degree. In 2010 she enrolled graduate studies of naval architecture at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture of the University of Zagreb. In 2011 she gained master's degree. Between 2013 and 2015 she works in industry as naval architect. In January 2015 she enrolled doctoral studies at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture of the University of Zagreb. Since 2015 she has been employed as a project assistant at the Chair of Ship Structure Design, Department of Naval Architecture and Ocean engineering of the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture.

She was involved in research funded by Croatian Scientific Foundation (CSF) "Structural Reliability of Damaged Oil Tanker in the Adriatic Sea", No. 8658. She obtained additional specialization in fatigue and fracture through participation at ASRANET course „Structural Integrity Analysis (Fatigue & Fracture)”, in Delft Netherlands 2017.

She is a co-author of the three papers published in the scientific journals and the four papers published in the proceedings of scientific and professional conferences. She is fluent in spoken and written English.

PRILOG A

Tablica A-1. Nasumično odabrani scenariji realističnog oštećenja broda sudarom [66]

Scenarij br.	Lokacija udara po visini (X_D/D)	Dubina penetracije oštećenja (X_B/B)	Duljina broda (L , m)	Visina broda (D , m)	Širina broda (B , m)	Lokacija oštećenja
1	0,118	0,066	227,2	20,5	36,5	P & VO
2	0,456	0,044	212,8	19,3	34,1	VO
3	0,332	0,137	261,9	23,1	42,1	VO
4	0,093	0,057	221,5	20,0	35,5	P & VO
5	0,281	0,042	211,3	19,2	33,9	VO
6	0,173	0,055	220,0	19,9	35,3	P & VO
7	0,196	0,064	225,7	20,4	36,2	P & VO
8	0,230	0,105	246,8	22,0	39,6	VO
9	0,364	0,074	231,6	20,9	37,2	VO
10	0,159	0,052	218,6	19,8	35,1	P & VO
11	0,055	0,131	258,8	22,9	41,6	P & VO
12	0,428	0,014	177,2	15,8	28,4	P & VO
13	0,259	0,026	197,3	17,9	31,6	P & VO
14	0,181	0,109	248,9	22,2	40,0	P & VO
15	0,048	0,192	291,9	24,7	46,9	P & VO
16	0,221	0,114	251,1	22,4	40,3	VO
17	0,404	0,036	206,6	18,7	33,1	VO
18	0,347	0,030	201,3	18,3	32,3	VO
19	0,603	0,034	204,9	18,6	32,8	P & VO
20	0,491	0,086	237,8	21,4	38,2	VO
21	0,026	0,125	256,0	22,7	41,1	P & VO
22	0,061	0,069	228,6	20,6	36,7	P & VO
23	0,213	0,145	265,4	23,3	42,6	VO
24	0,080	0,059	222,9	20,2	35,8	P & VO
25	0,269	0,090	239,5	21,5	38,5	VO
26	0,138	0,018	186,6	16,8	29,9	P & VO
27	0,099	0,016	182,6	16,4	29,2	P & VO
28	0,536	0,083	236,2	21,2	37,9	VO
29	0,106	0,020	189,8	17,1	30,4	P & VO
30	0,125	0,077	233,1	21,0	37,4	P & VO
31	0,018	0,093	241,2	21,6	38,7	P & VO
32	0,041	0,101	244,9	21,9	39,3	P & VO

PRILOG A

33	0,292	0,164	274,6	23,9	44,1	VO
34	0,034	0,024	195,0	17,7	31,2	P & VO
35	0,112	0,080	234,6	21,1	37,7	P & VO
36	0,249	0,022	192,6	17,4	30,9	P & VO
37	0,152	0,061	224,3	20,3	36,0	P & VO
38	0,008	0,040	209,8	19,0	33,6	P & VO
39	0,087	0,050	217,2	19,7	34,8	P & VO
40	0,318	0,046	214,3	19,4	34,4	VO
41	0,239	0,032	203,1	18,4	32,6	P & VO
42	0,188	0,048	215,7	19,6	34,6	P & VO
43	0,132	0,097	243,0	21,8	39,0	P & VO
44	0,383	0,011	166,5	12,7	26,6	P & VO
45	0,068	0,072	230,1	20,8	36,9	P & VO
46	0,204	0,038	208,2	18,9	33,4	P & VO
47	0,305	0,177	281,4	24,2	45,2	P & VO
48	0,166	0,154	269,5	23,6	43,3	VO
49	0,145	0,119	253,4	22,5	40,7	P & VO
50	0,074	0,028	199,3	18,1	31,9	P & VO

*P & VO- oštećena paluba i vanjska oplata; VO-samo vanjska oplata oštećena

Tablica A-2. Očitavanja žarišnog naprezanja i SCF prije i nakon usitnjavanja mreže

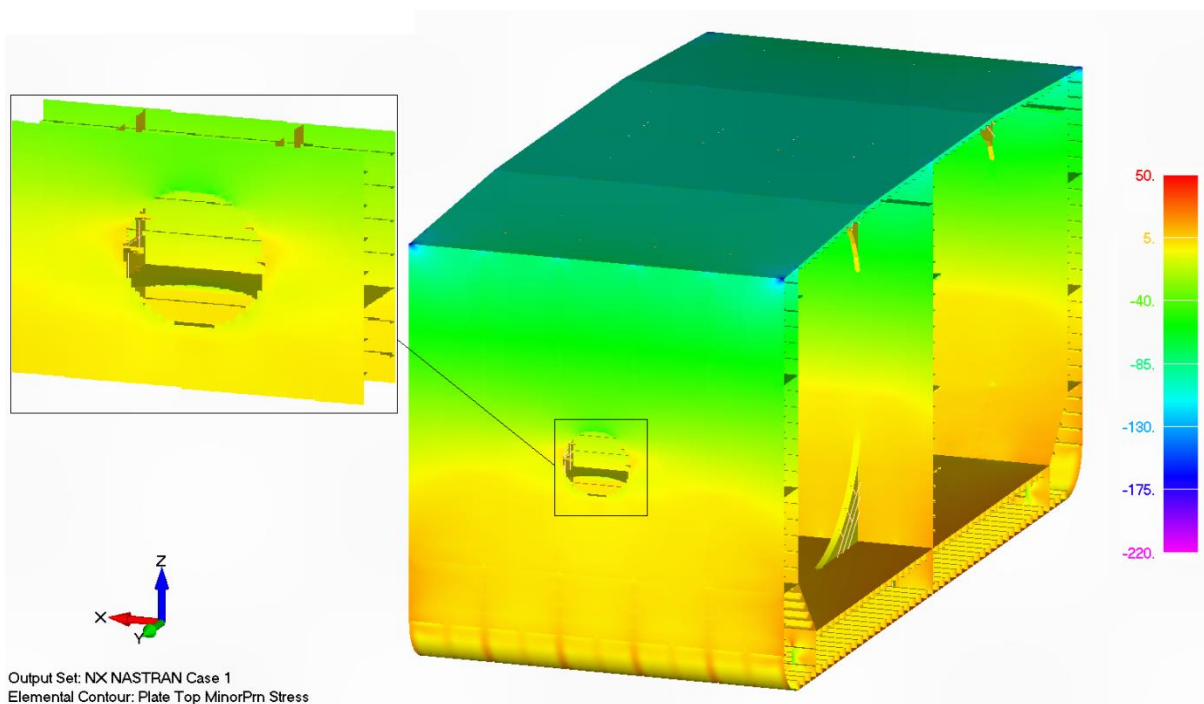
	Scenarij ošt.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
PU	Žarišno naprezanje [MPa]	201	141,7	231	229,5	42,0	199	172,2	106,6	104,7	222
	SCF	2,0	1,4	2,3	2,3	0,4	2,0	1,7	1,1	1,0	2,2
NU	Žarišno naprezanje [MPa]	306,9	202,4	331,6	335,0	/	285,3	252,9	/	/	312,2
	SCF	3,1	2,0	3,3	3,3	/	2,9	2,5	/	/	3,1
	Scenarij ošt.	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
PU	Žarišno naprezanje [MPa]	305,1	173,8	211,5	170,1	235,3	67,0	97,2	52,7	223,6	196,2
	SCF	3,1	1,7	2,1	1,7	2,4	0,7	1,0	0,5	2,2	2,0
NU	Žarišno naprezanje [MPa]	394,4	259,0	307,7	242,3	343,8	/	/	/	298,3	259,3
	SCF	3,9	2,6	3,1	2,4	3,4	/	/	/	3,0	2,6
	Scenarij ošt.	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
PU	Žarišno naprezanje [MPa]	235,2	281,6	89,0	248,2	88,4	178,5	155,5	232,7	187,8	206,1
	SCF	2,4	2,8	0,9	2,5	0,9	1,8	1,6	2,3	1,9	2,1
NU	Žarišno naprezanje [MPa]	341,0	346,2	/	326,4	/	316,6	263,8	318,8	237,7	297,0
	SCF	3,4	3,5	/	3,3	/	3,2	2,6	3,2	2,4	3,0

PRILOG A

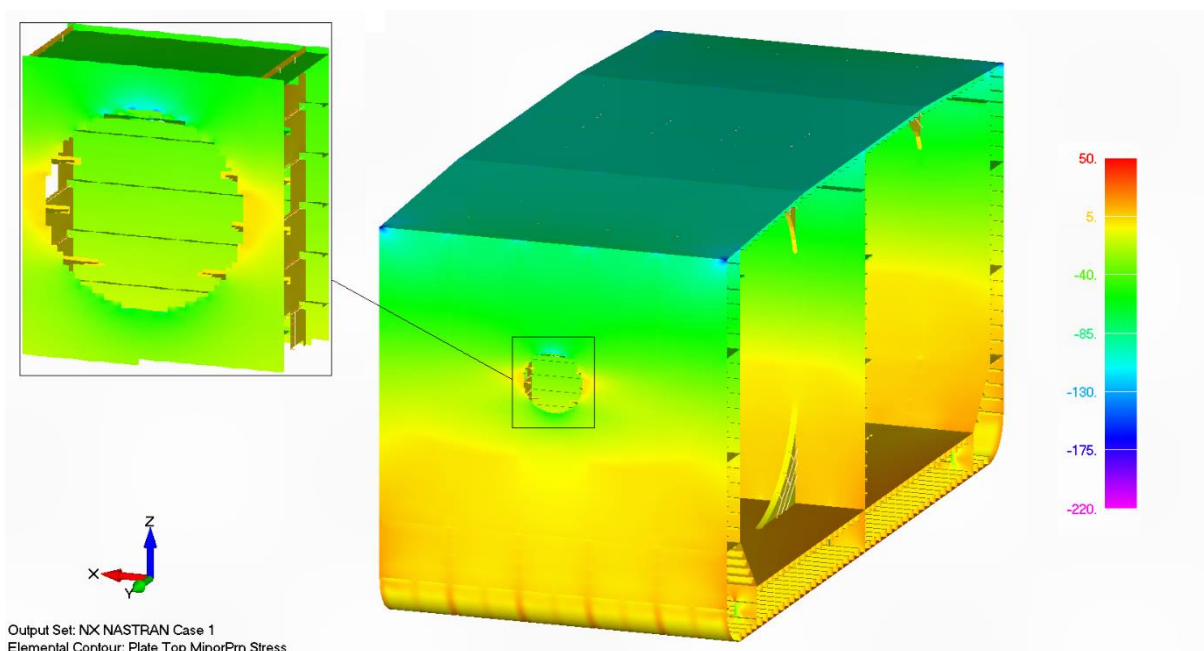
	Scenarij ošt.	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
PU	Žarišno naprezanje [MPa]	241,6	238,1	227,1	235,0	224,0	228,8	223,1	191,6	286,9	54,4
	SCF	2,4	2,4	2,3	2,3	2,2	2,3	2,2	1,9	2,9	0,5
NU	Žarišno naprezanje [MPa]	353,8	337,1	326,6	293,1	333,0	345,4	333,8	313,4	349,5	1
	SCF	3,5	3,4	3,3	2,9	3,3	3,5	3,3	3,1	3,5	1,0

	Scenarij ošt.	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50
PU	Žarišno naprezanje [MPa]	212	209	213	172	271	203	223	85	198,3	209,5
	SCF	2,1	2,1	2,1	1,7	2,7	2,0	2,2	0,9	2,0	2,1
NU	Žarišno naprezanje [MPa]	310,9	304,9	308,4	238,2	326,7	292,9	296,0	/	293,2	324,8
	SCF	3,1	3,0	3,1	2,4	3,3	2,9	3,0	/	2,9	3,2

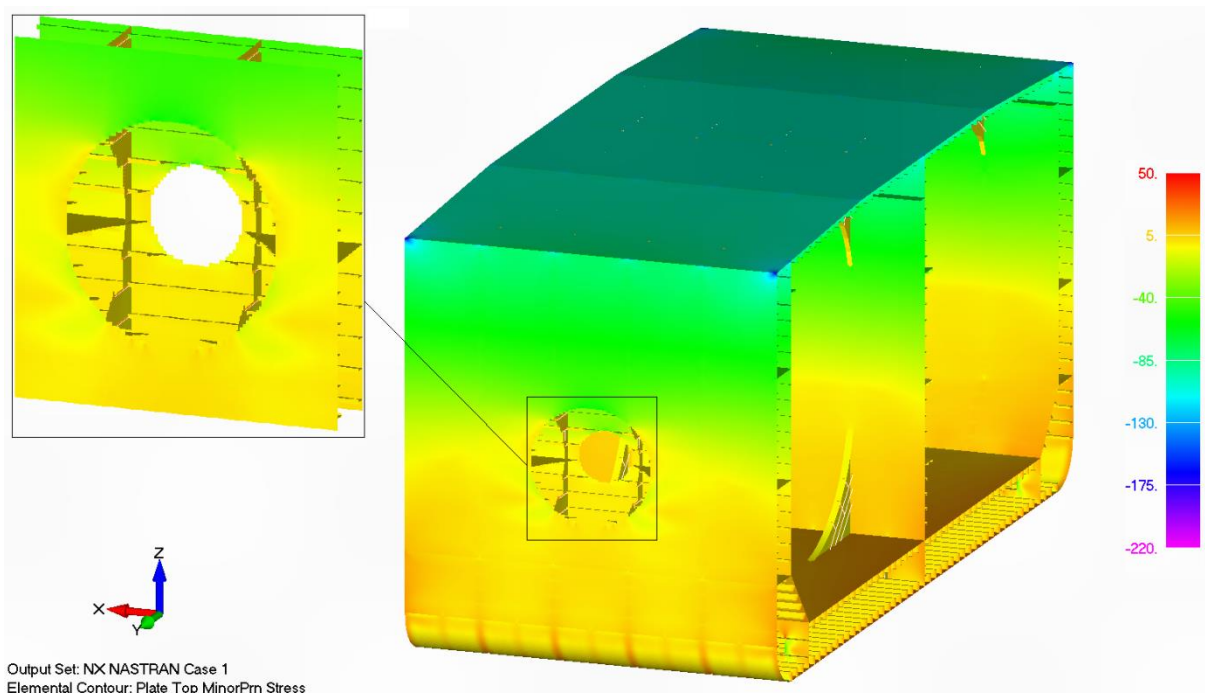
* PU- prije usitnjavanja mreže KE; NU- nakon usitnjavanja mreže KE



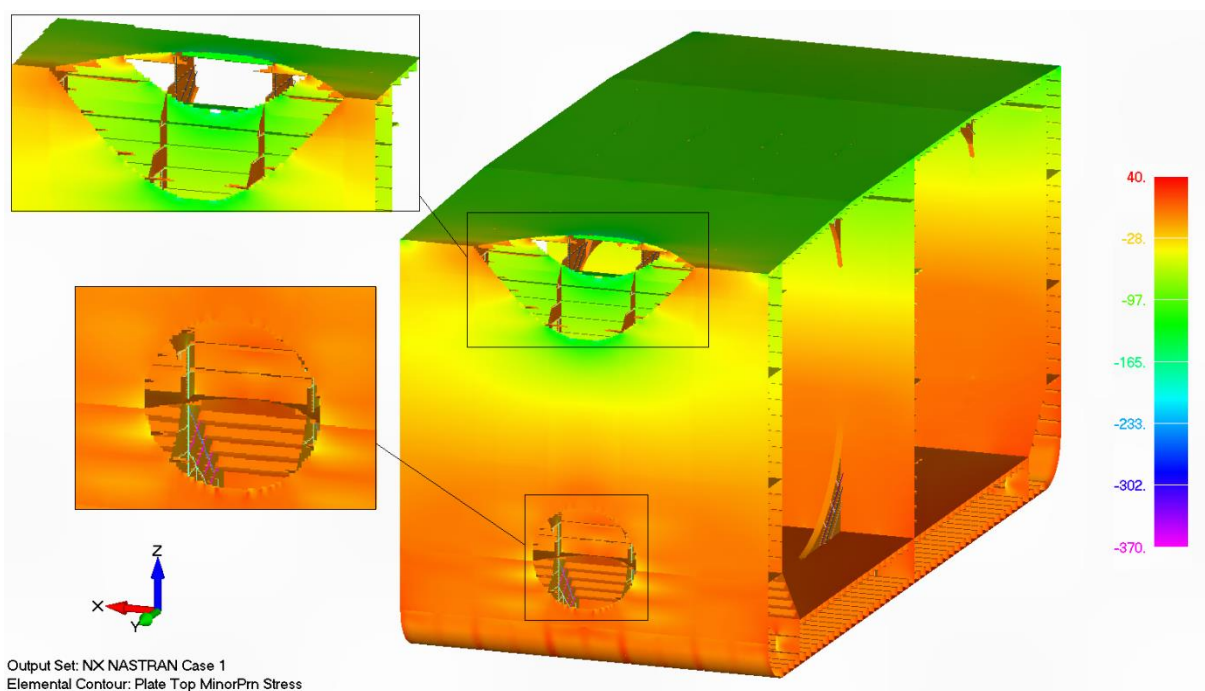
Slika A-1 Scenarij oštećenja br. 40. Prikaz raspodjele žarišnog naprezanja [MPa]



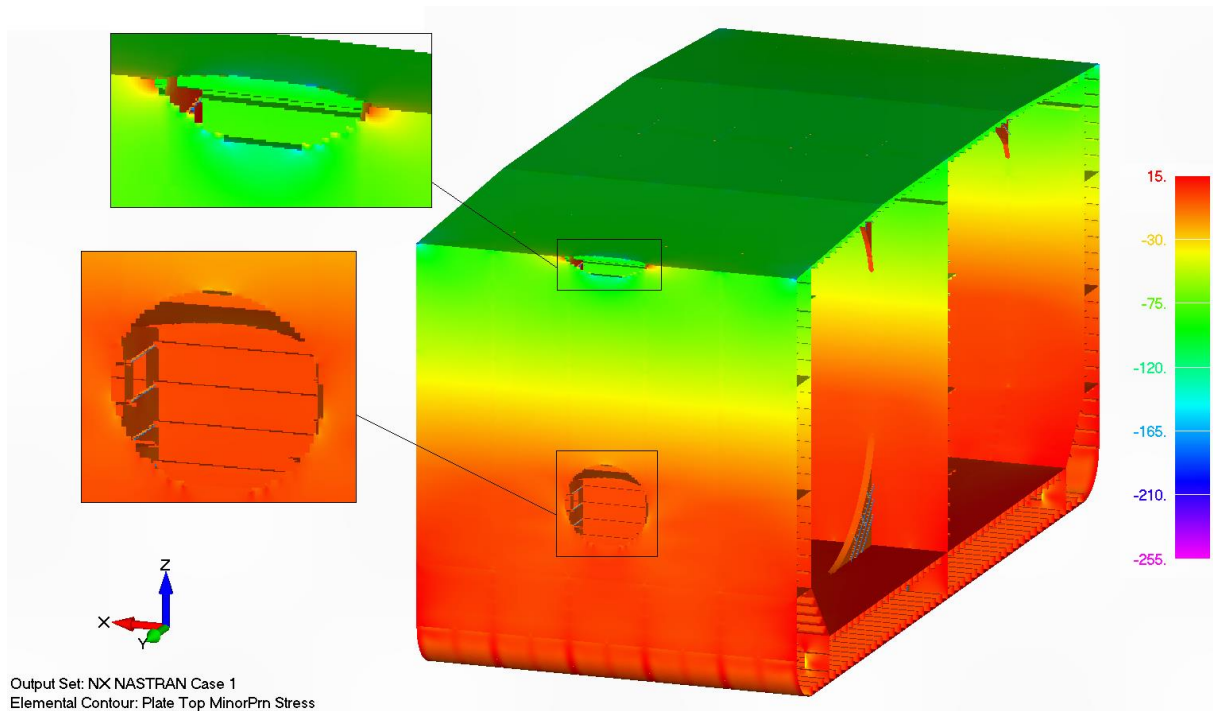
Slika A-2 Scenarij oštećenja br. 40. Prikaz raspodjele žarišnog naprezanja [MPa]



Slika A-3 Scenarij oštećenja br. 16. Prikaz raspodjele žarišnog naprezanja [MPa]



Slika A-4 Scenarij oštećenja br. 31. Prikaz raspodjele žarišnog naprezanja [MPa]



Slika A-5 Scenarij oštećenja br. 7. Prikaz raspodjele žarišnog naprezanja [MPa]

PRILOG B

Tablica B-1 Tablica učestalosti stanja mora za tipičnu lokaciju sudara [77]

Hs	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Tz	Total sum: 10000														
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	31	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6	595	27	3	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7	1963	247	54	11	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
8	2017	599	215	60	7	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	1082	601	340	130	22	19	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	350	320	270	140	31	27	0	0	0	0	0	0	0	0	0
11	82	117	139	95	24	28	0	0	0	21	0	0	0	0	0
12	15	31	46	45	13	18	0	0	0	30	0	0	0	0	0
13	3	7	13	15	6	8	0	0	0	21	0	0	0	0	10
14	0	1	3	6	2	3	0	0	0	0	0	0	0	0	20
15	0	0	0	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	6
Sur	6138	1950	1083	505	108	108	0	0	0	72	0	0	0	0	36

Tablica B-2 Tablica učestalosti stanja mora za SA [77]

Hs	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Tz	Total sum: 99894														
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	73	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6	1416	356	62	12	2	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7	4594	3299	1084	318	89	25	7	2	1	0	0	0	0	0	0
8	4937	8001	4428	1898	721	254	85	27	8	3	1	0	0	0	0
9	2590	8022	6920	4126	2039	896	363	138	50	17	6	2	1	0	0
10	839	4393	5566	4440	2772	1482	710	312	128	50	18	7	2	1	0
11	195	1571	2791	2889	2225	1418	791	398	184	80	33	13	5	2	1
12	36	414	993	1301	1212	907	580	330	171	82	37	15	6	2	1
13	6	87	274	445	494	428	311	197	113	59	29	13	6	2	1
14	1	16	63	124	162	160	131	92	58	33	17	8	4	2	1
15	0	3	12	30	45	50	46	35	24	15	8	4	2	1	0
Sur	14687	26167	22193	15583	9761	5621	3024	1531	737	339	149	62	26	10	4

PRILOG C

```
clc,clear
number_of_cycles=66600;
number_of_simulations=5000;

%north atlantic
s=210.6;
h=0.9616;

% collision enviroment
% s=142.3;
% h=0.9;

Mvbm= wblrnd(s,h,number_of_simulations,number_of_cycles);

a0=0.001;
W=32;
E=206000;
Sy=315;
Su=500;
Kmat=40;
Kth=0;
C=7.27*10^(-11);
m=3;
Lr_max_provjera=0.5*(Su/Sy);

b=nan(number_of_simulations,1);
F=nan(number_of_simulations,number_of_cycles);
KI=nan(number_of_simulations,number_of_cycles);
delta_sigma_nom=nan(number_of_simulations,number_of_cycles);
delta_a=zeros(number_of_simulations,number_of_cycles);
Lr_1=nan(number_of_simulations,number_of_cycles);
Kr=zeros(number_of_simulations,number_of_cycles);
Lr=zeros(number_of_simulations,number_of_cycles);

a=a0;
ii=0;
%%

tic
for j=1:number_of_simulations
    a=a0;

    for i=1:number_of_cycles

        sigma_nom=Mvbm(j,i)/W;

        delta_sigma_nom(j,i)=2*sigma_nom;
```

```

Lr(j,i)=delta_sigma_nom(j,i)/Sy;

if a<=106.40712

    F(j,i)=-0.000001167284*(a^3)+0.0001231994*(a^2)-
0.0005490123*a+1.156959;

else

    F(j,i)=((-
0.00000000000000423034)*(a^5))+((0.000000000114132)*(a^4))-
((0.000000119257)*(a^3))+((0.000060432)*(a^2))-
0.0157257*a+3.26219;

end

KI(j,i)=delta_sigma_nom(j,i)*F(j,i)*sqrt(3.14*a);

Kr(j,i)=KI(j,i)/Kmat;

Lr_1(j,i)=(1+0.5*(Lr(j,i))^2)^(-0.5);

if KI(j,i)>Kth

delta_a(j,i)=C*(delta_sigma_nom(j,i)*F(j,i)*sqrt(3.14*a))^m;

else

    delta_a(j,i)=0;
end

a=(a+delta_a(j,i));

if
or(Kr(j,i)>Lr_1(j,i),or(Lr(j,i)>Lr_max_provjera,Lr(j,i)>1))

    b(j,1)=a;
    ii=ii+1;
    Fail(ii,1)=j;
    Fail(ii,2)=i;

    test=[ii,    j,    delta_sigma_nom(j,i),    KI(j,i),
Kr(j,i), Lr(j,i), Lr_1(j,i)];

    break
end

end

```


b(j,1)=a;

end

toc