Vjerojatnost sloma trupa oštećenoga tankera za prijevoz nafte

Bužančić Primorac, Branka

Doctoral thesis / Disertacija

2016

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:235:076439

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-03-28**

Repository / Repozitorij:

Repository of Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture University of Zagreb







Sveučilište u Zagrebu

Fakultet strojarstva i brodogradnje

Branka Bužančić Primorac

VJEROJATNOST SLOMA TRUPA OŠTEĆENOGA TANKERA ZA PRIJEVOZ NAFTE

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2016



Sveučilište u Zagrebu

Fakultet strojarstva i brodogradnje

Branka Bužančić Primorac

VJEROJATNOST SLOMA TRUPA OŠTEĆENOGA TANKERA ZA PRIJEVOZ NAFTE

DOKTORSKI RAD

Mentor: Prof. dr.sc. Joško Parunov

Zagreb, 2016.



University of Zagreb

Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture

Branka Bužančić Primorac

THE STRUCTURAL RELIABILITY OF DAMAGED OIL TANKER

DOCTORAL THESIS

Supervisor: Prof. dr.sc. Joško Parunov

Zagreb, 2016.

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK:	
Ključne riječi:	statistika pomorskih nesreća, sudar, nasukavanje, smanjenje granične čvrstoće, promjena momenta savijanja na mirnoj vodi, slom konstrukcije, probabilistički modeli novih varijabli, vjerojatnost sloma oštećenog trupa
Znanstveno područje:	Tehničke znanosti
Znanstveno polje:	Brodogradnja
Institucija u kojoj je rad izrađen:	Fakultet strojarstva i brodogradnje Sveučilište u Zagrebu
Mentor rada:	prof.dr.sc. Joško Parunov
Broj stranica:	110
Broj tablica:	24
Broj slika:	48
Broj korištenih bibliografskih jedinica:	78
Datum obrane:	
Povjerenstvo:	dr.sc. Jerolim Andrić, izvanredni profesor, FSB Zagreb dr.sc. Joško Parunov, redoviti profesor, FSB Zagreb dr.sc. Branko Blagojević, redoviti profesor, FESB Split
Institucija u koju je rad pohranjen:	Fakultet strojarstva i brodogradnje Sveučilište u Zagrebu

ZAHVALA

Želim se najprije zahvaliti mojem mentoru, profesoru Jošku Parunovu, na sigurnom stručnom vodstvu i mnogobrojnim korisnim savjetima, koji su mi pomogli u stručnom i osobnom razvoju i radu tijekom proteklih godina. Zahvaljujem mu na smirenosti i susretljivosti u komunikaciji te riječima ohrabrenja kada su bile potrebne.

Želim se zahvaliti i članovima Povjerenstva na njihovim primjedbama i prijedlozima kao važnim smjernicama u sadržajnom oblikovanju ovog rada.

S posebnom se pažnjom želim zahvaliti zaposlenicima tvrtke „Conmar“ i njihovom poslovnom suradniku gospodinu Pascalu Warinu iz Bureau Veritasa u Parizu, na susretljivosti i brzom omogućavanju korištenja VeriSTAR programa u akademske svrhe.

Također se želim zahvaliti i kolegama s Katedre za mehaniku Fakulteta elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu, posebno profesoru Radoslavu Pavazzi, na savjetima i razumijevanju koje su iskazali u pogledu usklađivanja obveza u nastavnom i znanstvenom radu.

Naposljetku veliko hvala mojoj obitelji, suprugu Mihaelu i sinu Antoniu, ocu Josipu i sestri Sanji, na nesebičnosti i strpljivosti, podršci i ljubavi, smijehu i suzama, na tome što jesu. Hvala mojoj majci Mili i teti Ružici na majčinskoj ljubavi i brizi iskazanoj tijekom ovozemaljskog života te vječnoj potpori i snazi odlaskom k Bogu.

Ovaj rad je financirala Hrvatska zaklada za znanost projektom 8658.

Split, lipanj 2016.

Branka Bužančić Primorac

Naslov: Vjerojatnost sloma trupa oštećenoga tankera za prijevoz nafte

Sažetak

Uzdužna čvrstoća brodskog trupa može se nakon sudara ili nasukavanja značajno smanjiti zbog oštećenja i gubitka nosivosti uzdužnih elemenata strukture. Gubitkom svojstva vodonepropusnosti, a uslijed mogućeg prodora vode, moment savijanja na mirnoj vodi može značajno porasti. Smanjenje granične čvrstoće i promjena ukupnog opterećenja (mirna voda i valovi) uslijed oštećenja mogu dovesti do sloma konstrukcije. Nemogućnost predviđanja takvih događaja ukazuje na potrebu modeliranja parametara oštećenja kao slučajnih veličina te uvođenja novih probabilističkih modela smanjenja granične čvrstoće i promjene momenta savijanja na mirnoj vodi u jednadžbu graničnog stanja oštećenog broda. Cilj istraživanja je definirati probabilističke modele za nove varijable u svrhu određivanja vjerojatnosti sloma oštećenog trupa tankera za prijevoz nafte. Primjena istraživanja je u razvoju novih pravila za gradnju trupa, donošenju odluka o unesrećenom brodu u hitnim situacijama te u procjeni rizika pomorskog transporta u osjetljivim geografskim područjima.

Ključne riječi: granična čvrstoća, sudar, nasukavanje, prodor vode, slom konstrukcije, probabilistički modeli novih varijabli, vjerojatnost sloma oštećenog trupa

Title: The structural reliability of damaged oil tanker

Summary

The longitudinal strength of the ship hull may be significantly reduced after collision or grounding due to damage and reduction of the bending capacity of the longitudinal structure elements. The loss of the watertight integrity and possible ingress of the water may lead to big change of still water bending moment (SWBM). The ultimate strength reduction and the change of the total load (still water and waves) may be a cause of structural failure of damaged ship. Due to inability of prediction of such accidents, it was necessary to model damage parameters as random variables, and to introduce the new probabilistic models for the reduction of the ultimate strength and the change of SWBM in the limit-state equation of damaged ship. The aim of this research is developing of the probabilistic models for new variables in structural reliability assessment of damaged oil tanker. Fields of the research application are developing of the new rules for ship construction, making decisions important for damaged ship in emergency situations and risk evaluation of maritime transportation in sensitive geographical regions.

Key words: ultimate strength, collision, grounding, ingress of the water, structural failure, probabilistic models of the new variables, structural reliability of damaged ship

SADRŽAJ

Popis slika xi
Popis tablica xiv
Popis oznaka xvi
Popis kratica xxi
1. Uvod 1
1.1. Opis problema i motivacija za istraživanje 1
1.2. Pregled literature i prikaz stanja 3
1.3. Hipoteze i cilj istraživanja 6
1.4. Osvrt na metodologiju i tijek istraživanja 6
2. Statistička analiza nesreća u pomorskom prometu 10
2.1. Kriteriji klasifikacije statističkih podataka o pomorskim nesrećama 11
2.1.1. Statistička analiza prema vrsti broda i vrsti nesreće 12
2.1.2. Statistička analiza prema stupnju ozbiljnosti nesreće 14
2.1.3. Statistička analiza prema projektnom rješenju i starosti broda 15
2.1.4. Statistička analiza prema nepovoljnim vremenskim uvjetima, geografskom području te uzrocima nesreće 16
2.2. Značaj statistika nesreća brodova u analizi pouzdanosti brodskih konstrukcija 17
3. Analiza pouzdanosti strukture neoštećenoga i oštećenoga brodskog trupa 19
4. Modeliranje oštećenja i probabilistička definicija parametara oštećenja 22
4.1. Sudar 23
4.2. Nasukavanje 25
5. Glavne karakteristike tankera 29
6. Probabilistički pristup u određivanju preostale čvrstoće oštećenoga broda 31
6.1. Metode za određivanje granične čvrstoće broda 31
6.2. Indeks preostale čvrstoće i smanjenje graničnog momenta oštećenoga broda 33
6.2.1. Sudar 34
6.2.2. Nasukavanje 37
6.2.3. Aframax tanker 39
6.2.1.1. Sudar 39
6.2.3.1. Nasukavanje 42
6.2.4. Suezmax tanker 43
6.2.4.1. Sudar 43

6.2.4.2. Nasukavanje 45
6.3. Neizvjesnosti u određivanju graničnog momenta savijanja 46
7. Probabilistički pristup u određivanju opterećenja na trup oštećenoga broda 47
7.1. Probabilistički model momenta savijanja na mirnoj vodi za neoštećeni brod 47
7.2. Faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi za oštećeni brod 49
7.2.1. Aframax tanker 52
7.2.1.1. Sudar 52
7.2.1.2. Nasukavanje 53
7.2.2. Suezmax tanker 54
7.2.2.1. Sudar 54
7.2.2.2. Nasukavanje 55
7.3. Opterećenje na valovima 55
7.3.1. Spektar energije za kratkoročno stanje mora 55
7.3.2. Linearno valno opterećenje na strukturu neoštećenoga broda na pravilnim valovima 57
7.3.3. Odziv broda na nepravilnim valovima 59
7.3.4. Dugoročna statistika vertikalnog valnog momenta savijanja za oštećeni brod 61
7.4. Kombinacija opterećenja 65
8. Primjena novih probabilističkih modela u analizi strukturne pouzdanosti oštećenoga broda 66
8.1. Određivanje indeksa sigurnosti i vjerojatnosti sloma oštećenoga broda 67
8.2. Analiza osjetljivosti 68
8.3. Parametarska analiza 70
8.4. Primjena statističke analize u određivanju vjerojatnosti sloma oštećenoga broda 73
8.5. Kritički osvrt na predloženi postupak 74
9. Završno razmatranje 76
9.1. Zaključci i glavni doprinos teme 76
9.2. Preporuke za daljnji rad 77
Literatura 79
Prilog A: Prikaz raspodjela momenta savijanja za odabrane slučajeve oštećenja i neoštećeni Aframax i Suezmax tanker 84
Prilog B: Modeliranje oštećenja uslijed sudara za Suezmax tanker u MARS-u 88

Životopis 89
Biography 90

Popis slika

Slika 1.1 Brod Glückauf, prvi brod za prijevoz tekućeg tereta u strukturnim tankovima 1
Slika 1.2 Slom tankera „Prestige“ iz 2002. godine 4
Slika 2.1 Glavne vrste nesreća 11
Slika 2.2 Nasukavanje tankera „Exxon Valdez“ iz 1989. godine 11
Slika 2.3 Usporedba godišnje rate gubitka za nesreće s potpunim gubitkom broda 12
Slika 2.4 Prikaz potpunog gubitka broda po vrstama nesreće za različita razdoblja 14
Slika 4.1 Položaj i veličina oštećenja nakon sudara i nasukavanja 23
Slika 4.2 PDF $f(x_{c1})$ i CDF $F(x_{c1})$ poprečne veličine oštećenja od sudara (x_{c1}) 24
Slika 4.3 PDF $f(x_{c2})$ i CDF $F(x_{c2})$ vertikalne veličine oštećenja od sudara (x_{c2}) 25
Slika 4.4 PDF $f(x_{c3})$ i CDF $F(x_{c3})$ vertikalnog položaja oštećenja od sudara (x_{c3}) 25
Slika 4.5 PDF $f(x_{c4})$ i CDF $F(x_{c4})$ uzdužnog položaja oštećenja od sudara (x_{c4}) 25
Slika 4.6 PDF $f(x_{c5})$ i CDF $F(x_{c5})$ uzdužne veličine oštećenja od sudara (x_{c5}) 25
Slika 4.7 PDF $f(x_{g1})$ i CDF $F(x_{g1})$ poprečnog položaja oštećenja od nasukavanja (x_{g1}) 26
Slika 4.8 PDF $f(x_{g2})$ i CDF $F(x_{g2})$ vertikalne veličine oštećenja od nasukavanja (x_{g2}) 27
Slika 4.9 PDF $f(x_{g3})$ i CDF $F(x_{g3})$ poprečne veličine oštećenja od nasukavanja (x_{g3}) 27
Slika 4.10 PDF $f(x_{g4})$ i CDF $F(x_{g4})$ uzdužnog položaja oštećenja od nasukavanja (x_{g4}) 27
Slika 4.11 PDF $f(x_{g5})$ i CDF $F(x_{g5})$ uzdužne veličine oštećenja od nasukavanja (x_{g5}) 27
Slika 5.1 Opći plan Aframax tankera 29
Slika 5.2 Glavno rebro Aframax tankera 30
Slika 5.3 Glavno rebro Suezmax tankera 30
Slika 6.1 Raspodjela naprezanja u progibu i pregibu prema modificiranoj P-M metodi 33
Slika 6.2 Definicija parametara stožaste stijene. Slučajevi oštećenja samo opločenja dna te dna i pokrova dvodna 38
Slika 6.3 Krivulje smanjenja graničnog momenta za oštećenje samo vanjske ili i unutarnje oplate dvoboka Aframax tankera u stanju pregiba i progiba 40
Slika 6.4 Usporedba krivulja smanjenja graničnog momenta bez i s utjecajem zakretanja NL 41
Slika 6.5 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\overline{x}$ = 1,469) (Aframax) 42
Slika 6.6 Histogram gubitka graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\overline{x}$ = 3,587) (Aframax) 42

Slika 6.7 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\bar{x}$ = 6,157) (Aframax) 42
Slika 6.8 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\bar{x}$ = 4,160) (Aframax) 42
Slika 6.9 Krivulje smanjenja graničnog momenta za oštećenje samo vanjske te vanjske i unutarnje oplate dvoboka Suezmax tankera u stanju pregiba i progiba 43
Slika 6.10 Usporedba krivulja smanjenja graničnog momenta bez i s utjecajem zakretanja NL 44
Slika 6.11 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\bar{x}$ = 1,877) (Suezmax) 45
Slika 6.12 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\bar{x}$ = 3,127) (Suezmax) 45
Slika 6.13 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\bar{x}$ = 5,939) (Suezmax) 46
Slika 6.14 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\bar{x}$ = 4,169) (Suezmax) 46
Slika 7.1 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod (Aframax, sudar) 53
Slika 7.2 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (Aframax, sudar) 53
Slika 7.3 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod (Aframax, nasukavanje) 53
Slika 7.4 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (Aframax, nasukavanje) 53
Slika 7.5 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod (Suezmax, sudar) 54
Slika 7.6 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (Suezmax, sudar) 54
Slika 7.7 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod (Suezmax, nasukavanje) 55
Slika 7.8 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (Suezmax, nasukavanje) 55
Slika 8.1 Faktori osjetljivosti za Aframax tanker 69
Slika 8.2 Faktori osjetljivosti za Suezmax tanker 69
Slika 8.3 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za Aframax tanker – osnovni projekt 72

Slika 8.4 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za Aframax tanker ojačan prema CSR-OT pravilima 72
Slika 8.5 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za Suezmax tanker – osnovni projekt 73
Slika 8.6 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za Suezmax tanker ojačan prema CSR-OT pravilima 73
Slika 8.7 Usporedba indeksa sigurnosti za Aframax tanker 74
Slika 8.8 Usporedba indeksa sigurnosti za Suezmax tanker 74

Popis tablica

Tablica 2.1 Usporedba godišnje rate za nesreće s ozbiljnim posljedicama i s potpunim gubitkom za razdoblja 1990. – 2012. (A) i 2000. – 2012. (B) 13
Tablica 2.2 Usporedba triju statističkih analiza za istu vrstu broda (nesreće s potpunim gubitkom) 13
Tablica 2.3 Godišnja vjerojatnost nesreće tankera prema različitim autorima 18
Tablica 5.1 Glavne karakteristike Aframax i Suezmax tankera 29
Tablica 6.1 Usporedba granične čvrstoće određene PCA i P-M metodom za Aframax tanker 33
Tablica 6.2 Vrijednosti θ_{IB}, θ_{OB} i $\propto$ za Aframax i Suezmax tanker u pregibu i progibu 39
Tablica 6.3 Smanjenje graničnog momenta za sudarna oštećenja između glavne palube i osnovice u % (Aframax) 40
Tablica 6.4 Smanjenje graničnog momenta za sudarna oštećenja između glavne palube i osnovice u % (Suezmax) 44
Tablica 7.1 Parametri raspodjele momenta savijanja na mirnoj vodi 48
Tablica 7.2 Parametri normalne raspodjele faktora K_{US} za oštećeni Aframax i Suezmax tanker 51
Tablica 7.3 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod sudara (Aframax) 52
Tablica 7.4 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod nasukavanja (Aframax) 53
Tablica 7.5 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod sudara (Suezmax) 54
Tablica 7.6 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod nasukavanja (Suezmax) 55
Tablica 7.7 Vjerojatnosni modeli vertikalnog valnog momenta savijanja za Aframax i Suezmax tanker 63
Tablica 8.1 Zbirna tablica usvojenih vjerojatnosnih modela za Aframax i Suezmax [51] tanker 66
Tablica 8.2 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma oštećenoga Aframax tankera 67
Tablica 8.3 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma oštećenoga Suezmax tankera 67

Tablica 8.4 Faktor osjetljivosti i koordinate projektne točke za Aframax tanker 68
Tablica 8.5 Faktor osjetljivosti i koordinate projektne točke za Suezmax tanker 68
Tablica 8.6 Indeks sigurnosti za interval vrijednosti variranih veličina $M_{red,}$ K_{US} i K_{UW} za Aframax tanker 70
Tablica 8.7 Indeks sigurnosti za interval vrijednosti variranih veličina $M_{red,}$ K_{US} i K_{UW} za Suezmax tanker 71
Tablica 8.8 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma ojačanoga Aframax tankera prema CSR-u 71
Tablica 8.9 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma ojačanoga Suezmax tankera prema CSR-u 72
Tablica 8.10 Vjerojatnosti sloma Aframax tankera 73
Tablica 8.11 Vjerojatnosti sloma Suezmax tankera 73

Popis oznaka

$\propto$	korekcijski faktor
A_{oi}	površina poprečnog presjeka neoštećenih unutarnjih elemenata strukture dvodna
A_{oo}	površina poprečnog presjeka neoštećenih vanjskih elemenata strukture dvodna
A_{ri}	preostala površina poprečnog presjeka unutarnjih elemenata strukture dvodna nakon oštećenja
A_{ro}	preostala površina poprečnog presjeka vanjskih elemenata strukture dvodna nakon oštećenja
B	širina broda
C	stanje krcanja broda
COV	koeficijent varijacije
D	visina broda
DWT	nosivost broda
$F(x_{ci})$	kumulativna raspodjela vjerojatnosti slučajne varijable x_{ci}
$F(x_e)$	Gumbel-ova raspodjela
$F(x_{gi})$	kumulativna raspodjela vjerojatnosti slučajne varijable x_{gi}
$F_L(M_w)$	dugoročna kumulativna raspodjela vjerojatnosti vertikalnog valnog momenta savijanja
$F_S(M_w)$	kratkoročna kumulativna raspodjela vjerojatnosti vertikalnog valnog momenta savijanja
F_{sw}, F_{sw}^{-1}	kumulativna raspodjela vjerojatnosti i njena inverzna funkcija normalno raspodijeljene varijable s parametrima μ_{sw} i σ_{sw}
$f(x_{ci})$	funkcija gustoće vjerojatnosti slučajne varijable x_{ci}
$f(x_{gi})$	funkcija gustoće vjerojatnosti slučajne varijable x_{gi}
$f_0(\beta)$	funkcija gustoće vjerojatnosti kuta napredovanja
$f_C(C)$	funkcija gustoće vjerojatnosti stanja krcanja broda
$f_D(\beta)$	funkcija gustoće vjerojatnosti širenja valova po smjerovima
$f_{H_S,T_Z}(h,t)$	združena funkcija gustoće vjerojatnosti valne visine i nultog perioda

$f_M(\beta, v)$	funkcija gustoće vjerojatnosti utjecaja manevriranja
$f_{M_w}(M_w)$	funkcija gustoće vjerojatnosti vertikalnog valnog momenta savijanja
f_{sw}	funkcija gustoće vjerojatnosti normalno raspodijeljene varijable s parametrima μ_{sw} i σ_{sw}
G	ploha oštećenja u prostoru standardnih normalnih varijabli y_i
GDI	indeks nasukavanja
$G(\alpha_h)$	funkcija raspršivanja kao funkcija smjera valova
g	gravitacijska konstanta
$H(\omega)$	operator amplitude odziva
$H^{\text{Re}}(\omega)$	realni dio operatora amplitude odziva
$H^{\text{Im}}(\omega)$	imaginarni dio operatora amplitude odziva
H_S	značajna valna visina
h_C	visina područja strukture broda opterećene tlačnim naprezanjemm σ_x^u
h_{DB}	visina dvodna
h_Y	visina područja strukture broda opterećene vlačnim naprezanjem σ_x^y
I_{HH}	moment tromosti (horizontalni) oštećenog poprečnog presjeka u odnosu na os z
I_{HV}	devijacijski moment tromosti oštećenog poprečnog presjeka u odnosu na osi y i z
I_{VV}	moment tromosti (vertikalni) oštećenog poprečnog presjeka u odnosu na os y
K_{US}	faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi (slučajna veličina)
K_{UW}	faktor smanjenja valnog opterećenja (deterministička veličina)
L_{pp}	duljina broda između okomica
l_v	duljina oštećenja boka kod sudara mjerena od palube prema osnovici broda (slučajna veličina)
M_{sD}	najveći moment savijanja na mirnoj vodi za stanje broda nakon oštećenja
M_{sw}	ekstremni vertikalni moment savijanja na mirnoj vodi za određeno vremensko razdoblje (1 godina) (slučajna veličina)
M_{sINT}	najveći momenti savijanja na mirnoj vodi za stanje broda prije oštećenja
M_{u0}	granični moment savijanja neoštećenog broda (deterministička veličina)

M_{uD}	granični moment savijanja oštećenog broda (slučajna veličina)
$M_{uD}(x)$	granični moment savijanja oštećenog broda kao funkcija relativne duljine oštećenja boka *x* kod sudara (slučajna veličina)
M_{red}	relativno smanjenje graničnog momenta savijanja oštećenog u odnosu na neoštećeni brod (slučajna veličina)
$M_{red}(x)$	relativno smanjenje graničnog momenta savijanja oštećenog u odnosu na neoštećeni brod kao funkcija relativne duljine oštećenja boka *x* kod sudara (slučajna veličina)
M_V^u	preostali granični moment za stanje progiba koji uključuje zakretanje neutralne linije
$M_V^u\big\|_{CASE2}$	preostali granični moment za stanje progiba bez utjecaja rotacije neutralne linije
M_w	ekstremni vertikalni moment savijanja od valova za određeno vremensko razdoblje (1 godina) (slučajna veličina)
m_n	spektralni moment n-tog reda
n	broj ciklus odziva za kratkoročno stanje mora
n_{sw}	srednja vrijednost broja putovanja broda na punom gazu u određenom razdoblju T_C
P_f	vjerojatnost oštećenja
$P_{nesreće}$	vjerojatnost nastupanja nesreće
RIF	indeks preostale čvrstoće (slučajna veličina)
r_1	širina oštećenja opločenja dna
r_2	širina oštećenja pokrova dvodna
$r_w(T_Z, \beta)$	relativni broj ciklusa odziva uslijed valnog opterećenja za svako kratkoročno stanje mora
$S_R(\omega)$	spektar odziva
$S_\eta(\omega)$	valni spektar
T	gaz broda
T_C	određeno razdoblje
T_Z	valni period

T_Z^*	nulti period za svako stanje mora
$\overline{T_Z^*}$	srednji nulti period za sva stanja mora
v	brzina broda
x	relativna veličina oštećenja boka kod sudara u odnosu na visinu broda D (slučajna veličina)
x_{ci}	bezdimenzionalna veličina ili položaj središta oštećenja uslijed sudara (slučajna veličina)
x_e^*	najvjerojatnija ekstremna vrijednost Gumbel-ove raspodjele
x_{gi}	bezdimenzionalna veličina ili položaj središta oštećenja uslijed nasukavanja (slučajna veličina)
x_i	veličine opterećenja i čvrstoće (slučajne veličine)
$\overline{x_i}$	srednja vrijednost slučajne varijable opterećenja i čvrstoće
y_i	jedinična standardna normalna varijabla (μ=0, σ=1)
x_i^*	koordinate najvjerojatnije točke u odnosu na oštećenje u izvornom (nereduciranom) prostoru
y_C	koordinata kritičnog mjesta (elementa) na glavnoj palubi u CL
y_G	koordinata težišta oštećenog poprečnog presjeka
y_i^*	koordinate točke najbliže ishodištu u prostoru jediničnih standardnih normalnih varijabli (reduciranom prostoru)
z_C	koordinata kritičnog mjesta (elementa) na glavnoj palubi u CL
z_G	koordinata težišta oštećenog poprečnog presjeka
α	parametar Gumbel-ove raspodjele
α_i	koeficijent smjera (faktor osjetljivosti)
β	kut napredovanja broda
β_f	indeks sigurnosti oštećenoga broda
β_f^*	indeks sigurnosti oštećenoga broda uz uvjet nastupanja nesreće
$\Delta\beta / 2\pi$	vjerojatnost pojavljivanja svakog kuta napredovanja
ε	fazni pomak operatora amplitude odziva
θ	parametar veličine Weibull-ove raspodjele

θ_{IB}	koeficijent smjera krivulje utjecaja unutarnjih elemenata strukture dvodna na graničnu čvrstoću broda
θ_{OB}	koeficijent smjera krivulje utjecaja vanjskih elemenata strukture dvodna na graničnu čvrstoću broda
λ	parametar oblika Weibull-ove raspodjele
μ_e	srednja vrijednost Gumbel-ove raspodjele ekstremnih vrijednosti
μ_{sw}	srednja vrijednost normalne raspodjele momenta savijanja na mirnoj vodi
σ_e	standardna devijacija Gumbel-ove raspodjele ekstremnih vrijednosti
σ_{sw}	standardna devijacija normalne raspodjele momenta savijanja na mirnoj vodi
σ_w	standardna devijacija vertikalnog valnog momenta savijanja
σ_{x_i}	standardna devijacija slučajne varijable opterećenja i čvrstoće
σ_x^u	granično tlačno naprezanje
σ_x^y	vlačno naprezanje popuštanja
Φ	funkcija standardne normalne raspodjele; kut konične stijene
χ_{nl}	neizvjesnost modeliranja nelinearnog valnog opterećenja (slučajna veličina)
χ_u	neizvjesnost modeliranja granične čvrstoće (slučajna varijabla)
χ_w	neizvjesnost modeliranja linearnog valnog opterećenja (slučajna varijabla)
ψ	faktor kombinacije ekstremnog opterećenja na mirnoj vodi i ekstremnog opterećenja od valova (deterministička veličina)
ω	kutna frekvencija
ω_e	susretna frekvencija

Popis skraćenica

ABS	American Bureau of Shipping
CDF	Cummulative density function
CL	Center line
COLREGS	International Regulations for Preventing Collisions at Sea
CSR-H	Harmonized New Common Structural Rules
DATAS	Damaged Oil Tanker in the Adriatic Sea
EU	European Union
FL	Full load
FORM	First Order Reliability Method
IACS	International Association of Classification Societes
ICLL	International Convention on Load Lines
IHS	Information Handling Services
IMO	International Maritime Organization
ISFEM	Intelligent Super Finite Element Method
ISSC	International Scientific Safety Committee
ITTC	International Towing Tank Conference
LMIU	Lloyd's Maritime Intelligence Unit
MARPOL	Maritime Pollution
MC	Monte Carlo
MEPC	Maritime Environment Protection Committee
NASF	Non-Accidental Structural Failure
NL	Neutralna linija
NLFEM	Non-Linear Finite Element Method
OPA	Oil Pollution Act
P-M	Paik-Mansour; Pierson-Moskowitz
PCA	Progressive Collapse Analysis
PDF	Probability density function
POP&C	Pollution Prevention and Control
SAD	Sjedinjene Američke Države
SAFEDOR	Design, Operation and Regulation for Safety
SOLAS	Safety of Life at Sea

SRA	Structural Reliability Analysis
SWBM	Still Water Bending Moment
ULCC	Ultra Large Crude Carriers
VLCC	Very Large Crude Carriers

1. Uvod

1.1. Opis problema i motivacija za istraživanje

Prvi zapisani podaci o postojanju nafte datiraju unatrag 4000 godina. Njezina uloga u razvoju čovječanstva započela je oko 1300. godina prije Krista, u početku kao kulta vatre i ljekovitog sredstva, a kasnije kao goriva za grijanje i osvjetljavanje. Iako su se različiti tekući tereti u prošlosti prevozili morskim putem u amforama i bačvama, industrijska eksploatacija nafte pa tako i razvoj brodova za prijevoz sirove nafte započinje tek u drugoj polovici 19. st. (1859. godine), kada je u Pennsylvaniji (SAD) izvršeno prvo dubinsko bušenje. Tijekom sljedećih dvadesetak godina lutanja u traženju načina kako izgraditi prvi tanker, uočeni su mnogi problemi koji su se odnosili na uštedu (nepraktičnost prijevoza u bačvama/spremnicima, izgubljeni prostor, višednevni iskrcaj tereta) i sigurnost (dilatacija tereta pri temperaturnim promjenama, propusnost priključaka, istjecanje nafte, stvaranje zapaljivih plinova, opasnost od eksplozije i požara) u prijevozu nafte morskim putem. Godine 1886. sagrađen je brod Glückauf (Slika 1.1), prvi brod namijenjen isključivo prijevozu tekućeg tereta, čijom su izgradnjom riješeni mnogi tehnički problemi te dane smjernice za gradnju tankera kakvi i danas plove. Nafta se krcala u brodski trup podijeljen u 8 tankova poprečno postavljenih po cijeloj širini broda, dok je vrijeme iskrcaja tereta svedeno na svega nekoliko sati.



Slika 1.1 Brod Glückauf, prvi brod za prijevoz tekućeg tereta u strukturnim tankovima

Izum motora s unutarnjim sagorijevanjem krajem 19. st., koji se od početka 20. st. sve više i koristi zbog niza prednosti tekućih u odnosu na kruta goriva, dovodi do sve veće potražnje za sirovom naftom i njenim derivatima, a posredno i za tankerskom tonažom, koja je sa 17 milijuna dwt pred sam početak II svjetskog rata narasla na 220 milijuna dwt 1973. godine, kada tankersko tržište doživljava kulminaciju rasta uslijed velikog broja VLCC supertankera i ULCC mamut-tankera, koji su odigrali značajnu ulogu u pomorskom prijevozu nafte u razdoblju 1967. – 1977., tijekom kojeg je Sueski kanal bio zatvoren. Tako je jedan od najvećih tankera tog vremena, Globtik Tokyo, bio dug 360 m, dok mu je nosivost skoro dosegla vrtoglavih 500 000 dwt. Od kraja tog razdoblja do danas, najcjenjeniji postaju tankeri nosivosti oko 147 000 dwt koji prolaze Sueskim kanalom, tzv. Suezmax tankeri.

Premda je već 1914. god., dvije godine nakon potonuća Titanica, postignut međunarodni dogovor s ciljem povećanja sigurnosti u pomorskom prometu, nazvan Međunarodna konvencija o zaštiti ljudskih života na moru (SOLAS 1914), 1930. donešena je prva verzija Međunarodne konvencije o teretnim linijama (ICLL) kojom je definirana prva oznaka (marka) nadvođa te niz ostalih propisa do kraja 40-tih godina 20. stoljeća, nagli razvoj tankerskog tržišta u poslijeratnom razdoblju, dovodi do većeg broja pomorskih nesreća (Torrey Canyon, Exxon Valdez, Sea Empress, Erika, Prestige), koje su rezultirale i ekološkim katastrofama. Stoga, Međunarodna pomorska organizacija (IMO), osnovana 1948. godine, donosi 1972. godine Propis o sprečavanju sudara na moru (COLREGS), 1973. Međunarodnu konvenciju o sprečavanju onečišćenja s brodova (MARPOL) te još niz međunarodnih propisa. Međutim, prava prekretnica za tankere dogodila se 1990. godine, donošenjem Propisa o zagađivanju naftom (OPA 90) od strane američkog Kongresa, kojim se uvodi koncept dvostruke oplate kao obavezan za brodove koji plove u američkim vodama. Povod spomenutom propisu bila je nesreća tankera „Exxon Valdez“ iz 1989., koji se nasukao na obali Aljaske te uzrokovao drugu najveću ekološku katastrofu na sjevernoameričkom kontinentu. Već 1992. godine IMO izdaje izmijenjeno i dopunjeno izdanje MARPOL-a, po kojemu je dvostruka oplata ili alternativno konstrukcijsko rješenje odobreno od strane IMO-a postalo obvezno za sve tankere nosivosti veće od 5000 dwt čija je gradnja naručena poslije 06. 7. 1993.

Prikazana kontinuirana briga međunarodne stručne zajednice o sigurnosti plovidbe općenito, koja datira od početka 20. stoljeća, razvijala se usporedo s razvojem brodograđevne industrije tj. svjetske ekonomije. Briga o pomorskom prometu u slučaju prijevoza nafte i naftnih prerađevina osim zaštite ljudskih života obuhvaća i veoma važan apekt zaštite okoliša. Pojedini propisi donešeni u sklopu IMO regulatornog okvira imaju, dakle, za cilj smanjenje vjerojatnosti nesreća na moru, dok se pojedinim propisima nastojala smanjiti vjerojatnost

izlijevanja nafte u more nakon nesreće. U pozadini spomenutog administrativnog procesa krije se značajan broj znanstvenika koji su se posvetili proučavanju uzroka spomenutih nesreća, što je i bila glavna motivacija za ovo istraživanje. Osim što je društveno značajno, istraživanje u ovom tematskom području zahtijeva i potiče produbljivanje znanja o brodskim konstrukcijama. Naposljetku, Hrvatska je pomorski orijentirana zemlja, kojoj je, s obzirom na značajan porast prijevoza nafte i drugih opasnih tereta Jadranskim morem, povećanje stupnja sigurnosti u pomorskom prometu od strateške važnosti.

U današnje se vrijeme kao mjera sigurnosti, u slučajevima kada su prisutne značajne neizvjesnosti koje mogu dovesti do nepovoljnog slučajnog događaja, koristi pojam rizika. Rizik se može definirati kao mogućnost gubitka uslijed pogreške u sustavu, a obično se računa kao umnožak vjerojatnosti pojavljivanja nesretnog događaja i očekivanja troška uslijed nesreće. Vjerojatnost sloma brodskog trupa, kao najnepovoljnijeg događaja, je sastavni dio procjene rizika. Dapače, kada se govori o sigurnosti brodskih sustava, vjerojatnost sloma strukture broda je njen najvažniji dio [1]. Ovaj je rad stoga motiviran željom za daljnjim razvojem i primjenom metoda rizika u procjeni sigurnosti pomorskog transporta.

Za definirano granično stanje, moguće je, korištenjem različitih metoda teorije pouzdanosti, odrediti vjerojatnost sloma određene strukture. Da bi se mogla odrediti vjerojatnost sloma strukture oštećenog broda, potrebno je prethodno definirati prirodu i zakonitosti oštećenja te svih parametara jednadžbe graničnog stanja tj. preostalu čvrstoću, opterećenje konstrukcije oštećenog broda i vjerojatnosne modele njihovih očekivanih promjenjivosti, uzevši u obzir različito vrijeme izloženosti valovima oštećenog u odnosu na neoštećeni brod. Pregledom literature uočeno je da su granični moment oštećenog broda i moment savijanja na mirnoj vodi nakon oštećenja definirani kao deterministčke veličine, unatoč nemogućnosti predskazivanja istih. Stoga je rad motiviran željom da se ostvari znanstveni doprinos i napredak na tom području.

1.2. Pregled literature i prikaz stanja

Postupno je u sklopu regulatornog okvira Međunarodne pomorske organizacije (IMO) uvedeno niz propisa i mjera s ciljem smanjenja vjerojatnosti nesreća na moru i posljedica nesreća, kad je riječ o mogućem istjecanju nafte u okoliš [2]. Istraživanja uzroka nekih nesreća s tragičnim posljedicama („Erika“, „Prestige“) (Slika 1.2) pokazala su da već u fazi projektiranja posebnu pažnju treba posvetiti tzv. graničnoj (kolapsnoj) čvrstoći oštećenog brodskog trupa, koja bi bila dovoljna da se izbjegne slom i potonuće broda uslijed porasta

momenta savijanja na mirnoj vodi nakon naplavljivanja [2]. Predviđanje oštećenja i kriterij preostale čvrstoće oštećenog trupa broda te definiranje opterećenja nakon nesreće, postali su stoga sastavnim dijelom procesa projektiranja broda i određivanja pouzdanosti oštećenog broda. Tako nova Harmonizirana pravila za konstrukciju tankera i brodova za rasuti teret (Common Structural Rules-Harmonized tj. CSR-H) propisuju minimalnu potrebnu vrijednost vertikalnog graničnog momenta savijanja broda u oštećenom stanju [3]. Važnost predloženog istraživanja najbolje se ogleda u izvještajima Međunarodnog kongresa za brodske konstrukcije (ISSC) [4],[5],[6], u kojima se daje pregled istraživanja na temu sigurnosnih mjera i postupaka koje je potrebno provesti u projektnoj fazi te neposredno nakon nesreće za brodove i odobalne konstrukcije.



Slika 1.2 Slom tankera „Prestige“ iz 2002.

Najprije American Bureau of Shipping (ABS) [7], a potom i nova CSR-H pravila [3] definiraju opseg oštećenja broda uslijed sudara i nasukavanja. U oba slučaja radi se o točno određenom oštećenju, što nije u skladu s činjenicom da brod može biti oštećen na brojne, a različite načine. Pridruživanje vjerojatnosti oštećenjima definiranim od strane IMO-a [8], omogućilo je probabilistički pristup određivanju sigurnosti konstrukcije.

Preostala čvrstoća brodskog trupa analizirana je u [9], gdje su izvedeni izrazi za smanjenje momenta otpora dna i palube te granične čvrstoće u ovisnosti o različitim veličinama oštećenja nastalog sudarom i nasukavanjem. U [10] i [11] je predložen novi pristup procjenjivanju preostale čvrstoće broda oštećenog nasukavanjem, gdje je pretpostavljeno da je oštećenje izazvano koničnom stijenom. U navedenim radovima su se za određivanje preostale čvrstoće oštećenog trupa koristile metode progresivnog kolapsa te pojednostavljene metode

koje se baziraju na pretpostavljenoj raspodjeli vlačnog i tlačnog naprezanja u trenutku kolapsa [12],[13]. U [14] je uspoređena preostala čvrstoća dvaju Suezmax tankera s dvostrukom oplatom, sa i bez središnje uzdužne pregrade, oštećenih nasukavanjem i sudarom. Za pretpostavljeno složeno opterećenje (u vertikalnoj i horizontalnoj ravnini), granična čvrstoća je prikazana interakcijskim krivuljama. U doktorskoj dizertaciji [15] razvijena je pojednostavljena metoda za procjenu preostale čvrstoće nesimetrično oštećenog broda, kojom se uzima u obzir utjecaj zakretanja neutralne linije. Metoda je upotrijebljena u [16] za određivanje preostale čvrstoće Aframax tankera za različita oštećenja kod nasukavanja i sudara, bez i s uključivanjem pokrova dvodna i unutarnje oplate.

Opterećenja na mirnoj vodi određuju se na osnovi uzdužne raspodjele težine lakog broda i tereta te uzgona broda. U slučaju oštećenja potrebno je uzeti u obzir i prodor vode u prazne i teretne prostore s istovremenim istjecanjem nafte. U [17] je proveden proračun opterećenja trupa nesimetrično oštećenog tankera metodom progresivnog naplavljivanja. Utvrđen je značajan porast vrijednosti momenta savijanja (24 %) za nesimetrično oštećeni brod, koji postaje još nepovoljniji (47 %) nakon simetrične raspodjele prodrle vode zbog smanjenja bočnog nagiba broda, što odgovara postupku provedenom za tanker „Prestige“ nakon nesreće. Progresivno naplavljivanje provedeno je i u [18] za shuttle tanker na punom gazu, oštećen prema modelu predloženom od [2] za slučaj sudara. Ustanovljeno je da je najnepovoljniji slučaj oštećenje samo balastnih tankova u sredini broda, što dovodi do povećanja vertikalnog momenta savijanja u progibu za oko 100 % u odnosu na moment za neoštećeni brod. Smanjenje ili povećanje duljine oštećenja te dodatno oštećenje unutarnje oplate rezultiralo bi manjim momentom savijanja zbog prodora manje količine vode, raspodjele veće količine vode na većoj udaljenosti od glavnog rebra te zbog istjecanja tereta.

Obzirom da su projektni zahtjevi za određivanje valnog opterećenja na oštećeni brod znatno manji od onih za neoštećeni, relativno je mali broj objavljenih radova s istraživanjima u tom području. U [19] su 3D linearnom hidrodinamičkom metodom provedeni proračuni pomorstvenosti za brod na punom gazu, oštećen u području pramčanog balastnog tanka i/ili balastnih tankova u području dvoboka. Za slučaj naplavljivanja balastnog tanka u sredini broda, dobivene su prijenosne funkcije vertikalnog valnog momenta savijanja veće od pripadnih vrijednosti za neoštećeni brod. 2D linearna metoda je u [20] korištena za predviđanje hidrodinamičkih opterećenja na trup oštećenog ratnog broda te su također dobivene veće vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja od onih za neoštećeni brod. Izračunate vrijednosti valnog opterećenja uspoređene su s izmjerenim prijenosnim funkcijama [21].

U [22] je analizirana vjerojatnost sloma trupa Suezmax tankera oštećenog nasukavanjem u području kobilice. U [23] je analizirana vjerojatnost sloma triju oštećenih tankera s dvostrukom oplatom. Vjerojatnost kolapsa nesimetrično oštećenog tankera određena je u [24] za pretpostavljeno vrijeme plovidbe do doka. Vjerojatnost sloma nakon oštećenja određena je u [25] za razdoblja od 1 i 25 godina te je određen najnepovoljniji slučaj oštećenja i pokazatelji s najvećim utjecajem na preostalu čvrstoću oštećenog broda. U [26] je analizirana vjerojatnost kolapsa oštećenih brodova opterećenih kombiniranim horizontalnim i vertikalnim momentima savijanja. U [1] je predložen izraz za određivanje ukupne vjerojatnosti sloma Aframax tankera dobiven združivanjem pojedinačnih vjerojatnosti pojavljivanja nesreće, gubitka svojstva nepropusnosti, za duljinu oštećenja te oštećenja strukture. U [27] je za više slučajeva nasukavanja i sudara provedeno istraživanje utjecaja položaja i duljine oštećenja na vjerojatnost sloma te su navedene sigurnosne mjere kojih bi se kapetan trebao držati u navigaciji nakon nesreće.

1.3. Hipoteze i cilj istraživanja

Cilj istraživanja je razvoj novog pristupa definiranju graničnog stanja oštećenog broda uvođenjem probabilističkih modela dviju novih slučajnih varijabli, preostale granične čvrstoće i momenta savijanja na mirnoj vodi, koje je, korištenjem suvremenih metoda za analizu kolapsa brodskog trupa i metoda brodske hidrostatike, uz uvjet dostupnosti statističkih podataka o parametrima oštećenja uslijed sudara i nasukavanja, potrebno i moguće razviti. Svrha je određivanje što vjerodostojnije vjerojatnosti sloma oštećenog brodskog trupa. Konačna primjena istraživanja je u razvoju novih pravila za definiranje parcijalnih faktora sigurnosti konstrukcije, u racionalnom odlučivanju o postupcima s oštećenim brodom te u analizi rizika pomorskog transporta opasnih tereta u osjetljivim akvatorijima.

1.4. Osvrt na metodologiju i tijek istraživanja

Glavna područja istraživanja u ovom radu za oštećeni Aframax tanker su: smanjenje granične čvrstoće kao slučajna varijabla, promjena momenta savijanja na mirnoj vodi kao slučajna varijabla te uključivanje istih u vjerojatnost sloma i cjelokupnu analizu.

U početnoj fazi istraživanja određen je, korištenjem modificirane P-M metode, granični moment savijanja za neoštećeni Aframax tanker opterećen vertikalnim momentom savijanja te za dva slučaja oštećenja uslijed nasukavanja i sudara s dimenzijama oštećenja definiranim u

pravilima ABS-a [7]. Obzirom da nije moguće predvidjeti nesreće i njihove posljedice, deterministički opis oštećenja koji ovisi samo o dimenzijama broda, manje ili više odstupa od stvarnog oštećenja. Prikladnim se stoga činilo modelirati oštećenja kao slučajna, korištenjem vjerojatnosne definicije dimenzija i položaja oštećenja prema [8]. Tako su korištenjem modela konične stijene [11] za oštećenje kod nasukavanja te raspodjela vjerojatnosti za značajke oštećenja, definiranim u [8], Monte Carlo simulacijom dobivene raspodjele smanjenja graničnog momenta za oštećeni brod u stanju progiba i pregiba, dok su u slučaju sudara prije vjerojatnosnih modela razvijene regresijske krivulje za slučajno pravokutno oštećenje samo vanjske ili i unutarnje oplate dvoboka.

Uvidom u dostupnu literaturu te provođenjem opsežnog proračuna stabiliteta i čvrstoće programom VeriSTAR za brod u oštećenom stanju, uočeno je da porast vertikalnog momenta savijanja na mirnoj vodi (SWBM), dakle i opterećenja na konstrukciju oštećenog broda, može biti veoma značajan, čak i presudan čimbenik u scenarijima potonuća. Stoga su na osnovi hidrostatičkog proračuna za oštećeni brod na punom gazu i vjerojatnosti oštećenja za područja po duljini broda uz korištenje vjerojatnosnog opisa značajki oštećenja, razvijeni vjerojatnosni modeli za promjenu SWBM nakon oštećenja nasukavanjem ili sudarom.

Napokon su, u zadnjoj fazi istraživanja, novorazvijene slučajne veličine uključene u jednadžbu graničnog stanja, odnosno u proračun vjerojatnosti sloma oštećene brodske konstrukcije. Analizom osjetljivosti dan je uvid u pojedinačnu važnost varijabli uključenih u jednadžbu graničnog stanja za neoštećeni i oštećeni brod, dok se važnost vrijednosti koordinata projektne točke ogleda u mogućnosti kalibriranja parcijalnih faktora sigurnosti, što se čini posebno važnim za moment savijanja na mirnoj vodi čiji značaj u slučaju oštećenog broda postaje neosporan.

U uvodnom dijelu rada najprije je ukratko opisan sadržaj teme, odnosno problem definiranja graničnog stanja neoštećenog i oštećenog broda. Slijedi detaljan pregled literature i projekata povezanih s temom rada te opis i razvoj pristupa temi kroz pravila IMO-a. Osvrtom na ograničenja prisutna u opisu problema, istaknuta je važnost uvođenja probabilističkog pristupa u modeliranju pojedinih veličina, čijim je korištenjem u jednadžbi graničnog stanja oštećenog broda postalo moguće približiti se realnijoj vjerojatnost sloma, odnosno približiti se mogućem riziku oštećene brodske konstrukcije. Kako je u trenucima nakon nesreće brzina donošenja ispravnih odluka od iznimne, a ponekad i životne važnosti, mogućnost brze procjene vjerojatnosti sloma oštećenog brodskog trupa istaknuta je kao veoma korisna.

Izuzevši uvod, doktorski je rad tematski podijeljen u četiri glavne cjeline: statistička analiza nesreća u pomorskom prometu, određivanje opterećenja na mirnoj vodi i valovima na trup

broda oštećenog sudarom i nasukavanjem, određivanje preostale čvrstoće oštećenog broda te analiza vjerojatnosti sloma oštećene brodske konstrukcije.

U 2. poglavlju koji se odnosi na analizu pomorskog prometa i statističke značajke pomorskih nesreća, najprije je dan pregled najvažnije literature iz ovog područja s naglaskom na nesreće uslijed sudara i nasukavanja [2],[1],[28]. Pregledom statistike pomorskih nesreća i različitih posljedica tih nesreća od 1950. godine do danas, došlo se do novih zaključaka s osobitim naglaskom na utjecaj donošenja lokalnih ili međunarodnih propisa na sigurnost u pomorskom prometu. Analizom statističkih podataka iz različitih izvora i za različita vremenska razdoblja došlo se do realne procjene učestalosti sudara i nasukavanja.

Jednadžba graničnog stanja, kojom se u teoriji sigurnosti brodskih konstrukcija, uspoređuje granična (ili preostala) čvrstoća i ukupno opterećenje, definirana je u Poglavlju 3, najprije za neoštećeni, a potom i za oštećeni brod. Razlike među dvjema jednadžbama odnose se na dvije nove varijable, smanjenje graničnog momenta savijanja te promjenu momenta savijanja na mirnoj vodi, uključenih u jednadžbu graničnog stanja oštećenog broda. Faktori sigurnosti i vjerojatnosti sloma trupa neoštećenog i oštećenog broda izračunati su FORM metodom (First Order Reliability Method) [22],[23].

Vjerojatnosna definicija pokazatelja oštećenja dana je u poglavlju 4 prema [8], dok su glavne karakteristike brodova analiziranih u ovom radu navedene u Poglavlju 5.

U Poglavlju 6 preostala čvrstoća tj. smanjenje graničnog momenta nakon oštećenja broda određeno je najprije pojednostavljenom metodom tzv. modificiranom Paik-Mansour-ovom metodom za Aframax tanker, a potom metodom progresivnog kolapsa (PCM) korištenjem računalnog programa MARS za Suezmax tanker. Modificirana Paik-Mansour-ova metoda (P-M) zasniva se na pretpostavljenoj raspodjeli naprezanja za poprečni presjek oštećenog broda, u ovom slučaju oštećenog sudarom i nasukavanjem, u stanju progiba i pregiba. Upotrebom navedenih metoda i raspodjela vjerojatnosti slučajnih paramatara oštećenja za veličinu i položaj oštećenja prema IMO-u [8], razvijeni su, primjenom Monte Carlo simulacije, probabilistički modeli smanjenja graničnog momenta savijanja tankera oštećenog sudarom i nasukavanjem. Također, korištenjem istih metoda, razvijene su i regresijske krivulje korisne za brzu procjenu smanjenja granične čvrstoće nakon sudara, za slučaj oštećenja samo vanjske te vanjske i unutarnje oplate, za stanje progiba i pregiba. Određen je i približan utjecaj rotacije neutralne linije na graničnu čvrstoću nakon nesimetričnog oštećenja uslijed sudara, za slučaj oštećenja vanjske i unutarnje oplate dvoboka, ali samo za stanje progiba u kojem se brod nalazi tijekom plovidbe na punom gazu i koje je, prema nekim istraživanjima, najkritičnije stanje za sigurnost tankera s dvostrukom oplatom.

Poglavlje 7 koje se odnosi na određivanje ukupnog opterećenja na brodsku konstrukciju tematski je podijeljeno u dva dijela, određivanje vertikalnog momenta savijanja na mirnoj vodi i vertikalnog momenta savijanja na valovima.

U svrhu određivanja opterećenja momentom savijanja na mirnoj vodi najprije je korištenjem računalnog programa VeriSTAR proveden opsežan proračun stabiliteta i uzdužne čvrstoće broda u naplavljenom stanju za slučajeve oštećenja jednog ili više tankova u uzdužnom i poprečnom smjeru. Pritom su frekvencije pojavljivanja oštećenja određenog broja tankova određene primjenom Monte Carlo simulacije uz korištenje raspodjele vjerojatnosti slučajnih pokazatelja oštećenja za veličinu i položaj oštećenja definirane prema IMO-u [8]. Uzimajući u obzir moment savijanja broda u oštećenom stanju i frekvencije pojavljivanja oštećenja, tj. veličinu opterećenja i položaj oštećenja, dobiveni su probabilistički modeli opterećenja momentom savijanja na mirnoj vodi za sudar i nasukavanje.

Dvije metode koje se testiraju u okviru projekta DATAS (www.fsb.unizg.hr/datas)bile su na raspolaganju za određivanje prijenosnih funkcija valnog opterećenja oštećenog broda: metoda izgubljenog uzgona i metoda dodane mase [1],[29]. Metode se primjenjuju korištenjem 3D panel metode brodske hidrodinamike. Ekstremna valna opterećenja određena su spektralnim metodama uz primjenu statistike valova za određeno područje plovidbe te pojednostavljenim modeliranjem korištenjem izraza iz pravila klasifikacijskih društava, npr. [3].

Rezultati analize pouzdanosti oštećenih Aframax i Suezmax tankera prikazani su u Poglavlju 8. U istom su poglavlju provedene analiza senzitivnosti i parametarska analiza za raspon vjerodostojnih vrijednosti slučajnih varijabli. U nastavku su određene koordinate projektne točke kao najvjerojatnije vrijednosti određenih varijabli u trenutku sloma.

Konačno je, u 9. poglavlju, na temelju provedene analize i proračuna, donešen zaključak tj. znanstveno utemeljeno mišljenje obzirom na sigurnost konstrukcije oštećenoga tankera za prijevoz nafte. Rezultati razvijenih i primijenjenih postupaka uspoređeni su s empirijskim frekvencijama gubitaka brodova uslijed razmatranog slijeda događaja, a na osnovi dostupnih baza podataka.

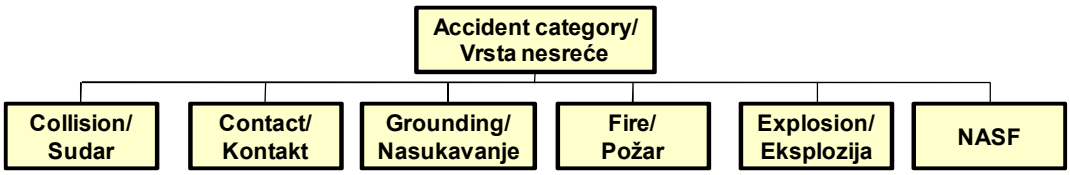
Također, na samom kraju rada su dane preporuke za daljnja istraživanja i mišljenje o pojavama koje su van opsega ovog rada, kao što su utjecaj smika, savijanja vertikalnim i horizontalnim momentom savijanja uslijed nagiba broda te propagacije oštećenja kao zamorne pukotine na graničnu čvrstoću oštećenog broda.

2. Statistička analiza nesreća u pomorskom prometu

Razina sigurnosti u pomorskom prometu značajno je podignuta postupnim donošenjem propisa regionalnog i međunarodnog karaktera od početka 20. stoljeća do danas, kojima su se nastojale izbjeći ozbiljne posljedice pomorskih nesreća kao što su nepovratni gubici ljudskih života, životinjskih i biljnih vrsta te različiti materijalni gubici kao što je gubitak broda, tereta ili ogromne kazne. Potonuće broda, kao najgori mogući scenarij, može se dogoditi zbog prevrtanja ili sloma strukture broda, najčešće nakon oštećenja i prodora vode, u nepovoljnim uvjetima okoliša i/ili uslijed ljudske pogreške u projektnoj i/ili operativnoj fazi. Najčešći načini oštećenja su sudar i nasukavanje, a spadaju u grupu mogućih događaja tijekom navigacije. Zbog nemogućnosti predviđanja takvih događaja i njihovih ishoda, uveden je vjerojatnosni pristup u proces projektiranja postojećih i novih koncepata te procjena vjerojatnosti sloma oštećenog broda s najutjecajnijim pokazateljima. Jedna od prvih primjena vjerojatnosnog pristupa sigurno je poboljšanje koncepta pregrađivanja broda u vodonepropusne odjeljke, što je bila direktna posljedica potonuća Titanica 1912. godine.

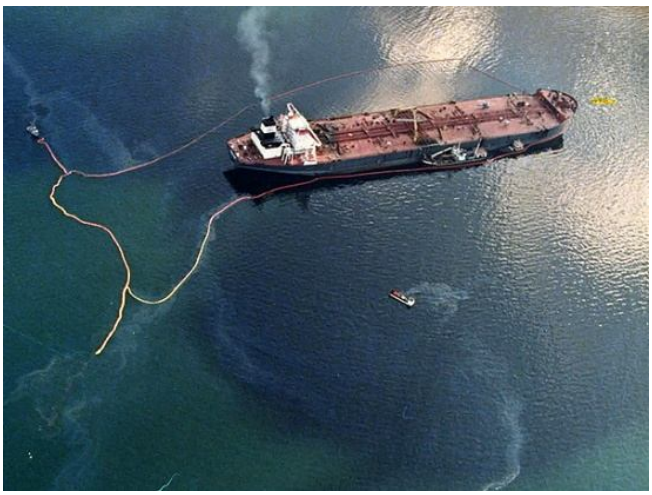
Nezaobilazni dio vjerojatnosne procjene rizika je vjerojatnost oštećenja uvjetovanog pojavljivanjem nesreće. Vjerojatnosti pojavljivanja različitih nesreća uglavnom proizlaze iz statističkih analiza, koje se oslanjaju na povijesne baze podataka o nesrećama brodova. Stoga je analiza dostupnih podataka o nesrećama brodova prvi korak u opsežnom postupku procjene rizika.

Najstarije, najpotpunije i najznačajnije baze podataka o nesrećama svih vrsta brodova, koje su se najviše i koristile u različitim statističkim analizama, su IHS Fairplay kao nasljednica Lloyd's Register Fairplay i Lloyd's Maritime Intelligence Unit (LMIU). Zbog neprikladnosti tekstualne forme podataka, provedene su opsežne i detaljne obrade istih, u sklopu različitih statističkih analiza te projekata POP&C i SAFEDOR, financiranim od strane EU u razdoblju 2004. – 2009. Novonastale baze podataka obuhvaćaju nesreće brodova koji su predmet određenog istraživanja, a svrstane su u 9 grupa oštećenja, uzimajući u obzir samo početno oštećenje uslijed nesreće. Statističke analize su provedene uglavnom za prvih 6 grupa oštećenja zbog mogućeg gubitka svojstva vodonepropusnosti, i to poimence za oštećenja uslijed sudara, kontakta, nasukavanja, požara, eksplozije i strukturnog sloma zbog drugih razloga (NASF) (Slika 2.1).



Slika 2.1 Glavne vrste nesreća (NASF – strukturni slom zbog drugih razloga)

Nekoliko istraživanja provedeno je samo za brodove koji su i najveći izvori zagađenja tj. tankere određene i različitih veličina (srednje, velike, vrlo velike, ultra velike), upravo kao posljedica nastojanja za očuvanjem čistoće okoliša. Presudnu ulogu u smanjenju broja nesreća i količine nafte dospjele u okoliš s brodova imala je ekološka katastrofa do koje je došlo nakon nasukavanja tankera „Exxon Valdez“ na obali Aljaske 1989. godine (Slika 2.2). Vrlo brzo, 1990. godine, donošenjem dokumenta OPA, uvodi se dvostruka oplata kao obvezna za brodove koji plove u američkim vodama, dok se dvije godine poslije, kroz MARPOL, uvodi ista obveza za sve novogradnje te se istovremeno 01. 1. 2015. određuje kao krajnji rok za upotrebu tankera s jednostrukom oplatom.

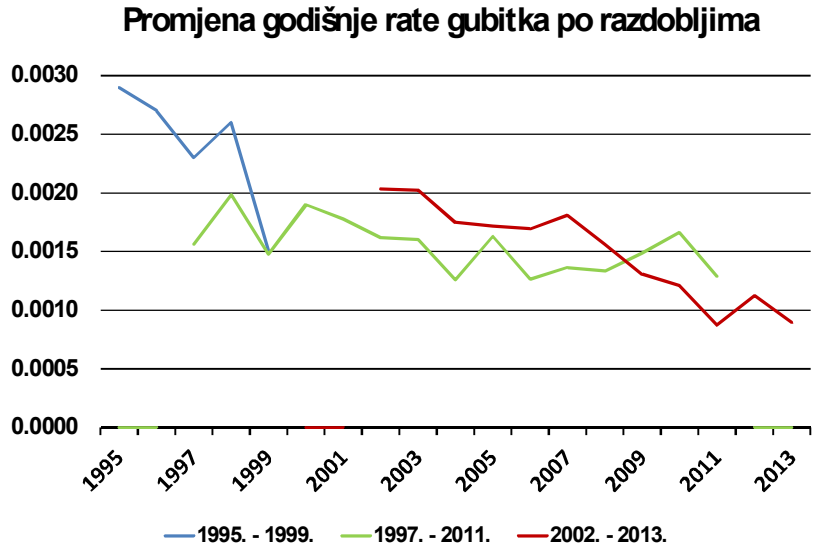


Slika 2.2 Nasukavanje tankera „Exxon Valdez“ iz 1989.

2.1. Kriteriji klasifikacije statističkih podataka o pomorskim nesrećama

Koristeći raspoložive baze podataka o unesrećenim brodovima nastale u razdoblju poslije 2. svjetskog rata, mnoge su zainteresirane strane provodile različite statističke analize pomorskih nesreća s ozbiljnim i fatalnim posljedicama. S obzirom da je broj brodova koji su bili u službi tijekom poslijeratnog razdoblja stalno rastao, uvodi se relativna veličina na godišnjoj razini tzv. godišnja rata gubitka, koja predstavlja omjer broja unesrećenih brodova iz određene

kategorije oštećenja i ukupnog broja brodova koji su bili u službi tijekom iste godine. Usporedbom rezultata triju neovisnih statističkih analiza nesreća s potpunim gubitkom broda svedenih na razdoblje 1995. – 2013. [30],[31],[32] (Slika 2.3), mogu se uočiti razlike u vrijednostima zbog različitih kriterija analize, ali i svima zajednički padajući trend rate gubitka tijekom vremena.



Slika 2.3 Usporedba godišnje rate gubitka za nesreće s potpunim gubitkom broda (plava – [30]; zelena – [31]; crvena – [32])

U dostupnim statističkim analizama pomorskih nesreća korišteni su različiti kriteriji klasifikacije podataka: vrsta broda, vrsta nesreće, stupanj ozbiljnosti nesreće, projektno rješenje, starost brodske konstrukcije, loši vremenski uvjeti, geografsko područje, uzrok nesreće, itd. U radu su navedeni samo dijelovi spomenutih analiza kojima je zorno prikazano trenutno stanje, utjecaj međunarodne regulative te dijelovi značajni za samo istraživanje.

2.1.1. Statistička analiza prema vrsti broda i vrsti nesreće

Analiza podataka o nesrećama različitih tipova brodova sagrađenim poslije 1980. godine, a preuzetih iz dviju baza podataka, IHS Seaweb database i Lloyd's Register of Shipping database, provedena je u članku [33]. Analizirano je ukupno 10 841 nesreća, koje su se dogodile u razdoblju 1990. – 2012., od kojih je 960 s potpunim gubitkom broda te je napravljena usporedba za razdoblja 1990. – 2012. i 2000. – 2012. Dio analize za neke vrste brodova prikazan je u Tablici 2.1. Iznenađujuća je činjenica da su godišnje rate gubitka za sve vrste brodova uglavnom veće za razdoblje 2000. – 2012., što bi se moglo objasniti porastom

prometa u nekim područjima te točnijom evidencijom podataka o unesrećenim brodovima u posljednjih 15-ak godina.

Tablica 2.1 Usporedba godišnje rate za nesreće s ozbiljnim posljedicama i s potpunim gubitkom za razdoblja 1990. – 2012. (A) i 2000. – 2012. (B) [33]

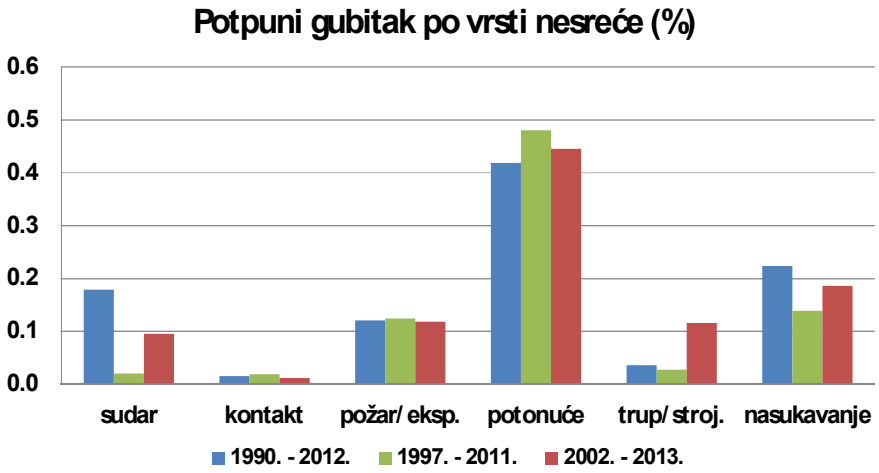
Vrsta broda	Ozbiljne nesreće		Potpuni gubici	
	A	B	A	B
Opći teret	2,36E-02	2,73E-02	2,88E-03	2,91E-03
Bulk	2,20E-02	2,37E-02	1,11E-03	1,21E-03
Ribarski	4,84E-03	5,40E-03	1,82E-03	1,60E-03
Putnički Ro-Ro	3,32E-02	4,39E-02	1,05E-03	1,09E-03
Putnički	1,03E-02	1,35E-02	7,68E-04	9,19E-04
Kruzer	4,23E-02	5,18E-02	7,01E-04	9,53E-04

Usporedba triju neovisnih statističkih analiza nesreća s potpunim gubitkom broda za razdoblje 1990. – 2013. [33],[31],[32] pokazuje podudarnosti u postocima nesreća s potpunim gubitkom broda za neke najznačajnije vrste brodova (Tablica 2.2). Brodovi za prijevoz općeg tereta zauzimaju prvo mjesto s vrlo visokim postotkom nesreća od oko od 40 % do 50 %, ovisno o promatranom razdoblju, što se može objasniti vrstom tereta, kratkim rutama i navigacijom u prenapučenim obalnim područjima, gdje je i vjerojatnost oštećenja broda mnogo veća.

Tablica 2.2 Usporedba triju statističkih analiza za istu vrstu broda (nesreće s potpunim gubitkom) [33],[31],[32]

Vrsta broda	1990. – 2012.	1997. – 2011.	2002. – 2013.
Opći teret	52	42	41
Bulk	10	8	7
Ribarski	24	24	19
Putnički (svi)	7	6	6

Usporedbom istih triju statističkih analiza prema vrsti oštećenja (Slika 2.4), vidljivo je da za nesreće s gubitkom broda kategorija potonuća broda logično predstavlja najzastupljeniju vrstu nesreće (40 % – 50 %), a slijede je nesreće uslijed nasukavanja, sudara te požara i eksplozije zajedno. Potonuće broda je najčešće povezano s ekstremnim vremenskim uvjetima te određenim prometno prenapučenim geografskim područjima.



Slika 2.4 Prikaz potpunog gubitka broda po vrstama nesreće za različita razdoblja (plava – [33]; zelena – [31]; crvena – [32])

2.1.2. Statistička analiza prema stupnju ozbiljnosti nesreće

Stupanj ozbiljnosti nesreće može se izraziti brojem poginulih i ozljeđenih osoba, stupnjem zagađenja okoline te materijalnim gubitkom.

Prema istraživanju provedenom u [33], 64 % od ukupnog broja poginulih i nestalih osoba u razdoblju 1990. – 2012., odnosi se na putničke i brodove s relativno velikim brojem putnika, dok se iznenađujuće veliki postotak tj. 22 %, odnosi na brodove za prijevoz općeg tereta, što je posljedica vrlo visokog postotka nesreća s potpunim gubitkom upravo za tu vrstu broda.

Parametri kojima se najčešće procjenjuje stupanj zagađenja su broj slučajeva izlijavanja nafte i volumen nafte s tankera te rata izlijevanja tj. količina izlivene nafte u tonama podijeljena s ukupnim brojem brodova u jednoj godini. Prema kategorizaciji, značajnim zagađenjem smatra se izlijevanje više od 700 t iz tankera u okolinu. Također, prema statistici objavljenoj u [34], količina nafte koja se izlije u okoliš s oštećenih tankera iznosi 4,7 % ukupnog zagađenja, dodatnih 7 % dospije u okoliš prilikom različitih postupaka tankera, dok značajnih 61 % otpada na industrijska zagađenja.

Različite statističke analize dovode do različitih zaključaka o količini nafte dospjeloj u okoliš. Prema [35], količina nafte dospjela u okoliš s tankera, različitih carriera i barži, ne uključujući nesreće uvjetovane ratovima, u razdoblju 1970. – 2014., iznosi 5,74 milijuna tona, a broj slučajeva izlijavanja i količina nafte dospjela u okoliš imaju značajan silazni trend tijekom tog razdoblja. Analiza nesreća srednjih i velikih tankera provedena u [28] za razdoblje pokazuje da gubitak vodonepropusnosti velikih tankera uslijed nesreće logično dovodi do puno

ozbiljnijeg zagađenja okoline za sve vrste nesreća u odnosu na zagađenja kod oštećenja srednjih tankera.

Zanimljivi zaključci proizašli su iz analize nesreća velikih tankera nosivosti veće od 80.000 dwt (Aframax, Suzmax, VLCC-ULCC) za razdoblje 1978. – 2003., provedene u [36]. Odvojenim prikazom godišnje rate izlijevanja za period prije i poslije 1990. godine, došlo se do zaključka da se rata izlijevanja za Aframax tankere povećala u razdoblju poslije 1990. godine, i to zahvaljujući dvjema značajnim nesrećama tankera „Braer“ i „Prestige“, dok je rata izlijevanja za VLCC-ULCC tankere očekivano veća za sve vrste nesreća baš zbog značajno većih tankova u odnosu na tankove tankera drugih veličina.

2.1.3. Statistička analiza prema projektnom rješenju i starosti broda

Projektno rješenje koje je imalo najznačajniji utjecaj na smanjenje broja nesreća tankera, a naročito na smanjenje rate izlijevanja, sigurno je dvostruka oplata, uvedena 1990. godine, odmah nakon nesreće broda „Exxon Valdez“ iz 1989. godine [28]. Sporazum regionalnog karaktera OPA 90, snažno je utjecao na razvoj međunarodne regulative u razdoblju nakon 1990. godine, a posljedično na broj svih vrsta nesreća. Tako je broj velikih tankera s dvostrukom oplatom sa svega stotinjak 1990. godine, narastao na 2000 brodova 2010. godine, što je bilo otprilike deset puta više od tankera s jednostrukom oplatom. Ipak, ako se analizira utjecaj koncepta dvostruke oplate na broj nesreća po pojedinim vrstama nesreća, učestalost tzv. NASF nesreće najviše ovise o strukturnom konceptu unutrašnjosti broda.

Utjecaj koncepta dvostruke oplate na izlijevanje nafte u okoliš vrlo je velik za sve vrste nesreća upravo zbog značajnog broja nesreća s oštećenjem samo vanjske oplate, koje kod brodova s dvostrukom oplatom više ne predstavljaju opasnost za okoliš. Analizom nesreća velikih tankera, sa i bez dvostruke oplate, nosivosti veće od 60 000 dwt, u razdoblju 1990. – 2007., utvrđeno je prema [37], da se od ukupno izlivene količine nafte koja iznosi 1 000 000 tona, zanemarivih 2 % odnosi na tankere s dvostrukom oplatom.

Statistička analiza oštećenja brodova zbog strukturnih razloga predstavljena 2005. godine od strane [38], dovela je do usvajanja Zajedničkih združenih pravila (CSR) godinu dana kasnije. Ukupno gledajući, 15 % brodova u službi imalo je neku vrstu strukturnog oštećenja, dok su veliki tankeri s dvostrukom oplatom nosivosti veće od 60 000 dwt tj. Suzmax, VLCC te Aframax tankeri, bili najpodložniji strukturnim oštećenjima s visokim udjelima, redom 26 %, 21 % i 18 %, u ukupnom broju svih tankera sa strukturnim oštećenjem.

Povezanost starosti broda i vrste nesreće također je bila predmetom istraživanja u mnogim statističkim analizama na različitim razinama. Ustanovljeno je da je u razdoblju 1990. – 2007., frekvencija nesreća u plovidbi (sudar, kontakt, nasukavanje) narasla za brodove starije od 15 godina, ali i da se najveća frekvencija pojavila u starosnoj grupi od 5 godina [37]. Mogući razlozi za to su stupanj obučenosti posade, komunikacijski problem te vještina posade u rukovanju novom sofisticiranom opremom. Pokazalo se i da frekvencija pojavljivanja nesreća uslijed požara i eksplozije raste sa starošću broda za sve vrste brodova.

Ista analiza [37] pokazala je da broj nesreća velikih tankera (Aframax i Suezmax) uslijed strukturnog sloma zbog drugih razloga (NASF) raste nakon 10 godina starosti vjerojatno zbog nedovoljne održavanosti brodova te da je iznenađujuće velik broj nesreća brodova do 5 godina starosti, što dovodi u pitanje kvalitetu tek isporučenih velikih tankera, naročito onih s dvostrukom oplatom. Činjenica koja može potkrijepiti takvu sumnju je da su svi tankeri s dvostrukom oplatom koji su doživjeli nesreću tijekom lošeg vremena zapravo bili mlađi od 5 godina. Također, prema [38], 38 % tankera sa strukturnim oštećenjima bili su u starosnoj grupi od 5 do 9 godina, dok su u 80 % slučajeva oštećenja primijećena na brodovima mlađima od 15 godina.

Zabrinjavajući su pokazatelji statističke analize predstavljene u [4] za razdoblje 1997. – 2006. prema kojima strukturna oštećenja uslijed drugih razloga predstavljaju jedan od pet glavnih uzroka koji dovode do potpunog gubitka ili potonuća broda za brodove veće od 500 GT te da je ustanovljen rastući trend u posljednjih pet godina tog razdoblja.

2.1.4. Statistička analiza prema nepovoljnim vremenskim uvjetima, geografskom području te uzrocima nesreće

Analizom nesreća svih vrsta brodova u lošim vremenskim uvjetima za razdoblje 1990. – 2013. [39], ustanovljeno je da se relativno najveći broj nesreća tj. 24 % odnosi na ro-ro brodove, a najmanji tj. 4 % na brodove za prijevoz kontejnera. Najveći broj nesreća tijekom lošeg vremena rezultira nasukavanjem (oko 50 %), dok se čak 57 % nesreća dogodi tijekom manevriranja brodova u lukama, i to u postotcima kako slijedi: ro-ro brodovi-19 %, brodovi za opći teret – 14 % i bulk – 10 %. Moguća objašnjenja su velika površina izložena vjetru u slučaju Ro-Ro brodova te kratke rute s čestim pozivima iz luka kod brodova za prijevoz općeg tereta.

Koristeći „SIS zones“ topološki sustav podjele površine Zemljine kugle u 31 zonu, nekoliko statističkih analiza je provedeno s ciljem otkrivanja područja s najvećim brojem nesreća.

Četiri zone s najvećim rizikom od nesreće za sve vrste brodova redom su Engleski kanal i Biskajski zaljev (zona 1), Indonezija i Filipini (zona 12), Japan, Koreja i Sjeverna Kina (zona 13) te Istočni Mediteran i Crno more (zona 4).

Klasifikacijom nesreća proizašlih iz evidencije odštetnih zahtjeva osiguravajućih društava za za razdoblje 1987. – 1997. [40], ustanovljeno je da je posada glavni uzrok nesreće u čak 45 % slučajeva. Procijenjeno je da je uzrok 80 % brodskih nesreća ljudski čimbenik, ako se uzmu u obzir faze projektiranja, gradnje i korištenja broda.

2.2. Značaj statistika pomorskih nesreća u analizi pouzdanosti brodskih konstrukcija

Predviđanje mogućih scenarija oštećenja trupa broda približava nas približnijoj procjeni rizika za brod i/ili okoliš. Pojedina oštećenja se ne pojavljuju često, ali mogu uzrokovati gubitak broda, dok mnoga oštećenja spadaju u grupu manjih oštećenja, samo se javljaju češće. Stoga je za procjenu rizika i određivanje vjerojatnosti pojavljivanja nesreće, potrebno uzeti u obzir učestalost pojavljivanja određenih vrsta oštećenja s različitim posljedicama, koja proizlazi upravo iz statistike unesrećenih brodova.

Proračun vjerojatnosti ozbiljnih nesreća i nesreća s potpunim gubitkom broda provodili su za tankere mnogi istraživači, i to za određene vrste oštećenja, najčešće sudar, kontakt i nasukavanje. U [1] je tako proveden proračun vjerojatnosti nesreća Aframax tankera koji uključuje prilagodbu vjerojatnosti ako se uzme u obzir gubitak vodonepropusnosti, dok su u [25] navedene vjerojatnosti pojavljivanja nesreća uslijed sudara i nasukavanja za 2007. godinu te određena vjerojatnost sloma trupa tankera kod nasukavanja. Vjerojatnosti nesreća tankera za slučaj sudara i/ili nasukavanja navode se također u [6], [3] i [41], dok su u [33] za poznatu učestalost ozbiljnih nesreća u razdoblju 2000. – 2012. te relativne udjele oštećenja od sudara i nasukavanja, određene pojedinačne vjerojatnosti za obje vrste nesreća. Rezultati navedenih istraživanja i izvještaja, koji se odnose na nesreće zbog sudara i nasukavanja, nalaze se u Tablici 2.3

Usporedbom rezultata prikazanih u tablici može se zaključiti da su nesreće uslijed sudara učestalije od nesreća zbog nasukavanja te da se rezultati iz [33] relativno dobro slažu s rezultatima iz [25], ali pritom je važno napomenuti da vrijednosti iz [1] uključuju i vjerojatnost gubitka vodonepropusnosti.

Tablica 2.3 Godišnja vjerojatnost nesreće tankera prema različitim autorima

Referenca	Sudar	Nasukavanje
Downes i dr. (2007.) [1]	1,19E-03	6,77E-04
Prestileo i dr. (2013.) [25]	6,52E-03	4,64E-03
IACS (2014.) [3]	1,03E-02	7,45E-03
Samuelides i dr. (2008.) [41]		6,94E-03
Papanikolaou i dr. (2015.) [33]	5,76E-03	3,30E-03

Mada je gubitak broda kod velikih tankera prilično rijedak ishod, učestalost takvog ishoda u odnosu na ukupan broj operabilnih brodova u godini određena je u [25] i iznosi 1,90E-03. Usporedbom s vjerojatnošću za sve vrste brodova dobivenu u [33], iznosa 1,60E-03, može se zaključiti da su vrijednosti u logičnom odnosu. S druge strane, vrijednost dobivena za učestalost nesreća tankera s ozbiljnim posljedicama i s potpunim gubitkom broda u [36] iznosi 8,00E-03, odnosno radi se o daleko većoj vrijednosti zbog većeg broja nesreća uključenih u analizu.

3. Analiza pouzdanosti strukture neoštećenoga i oštećenoga brodskog trupa

Analiza strukturne pouzdanosti (Structural Reliability Analysis tj. SRA) prisutna je u različitim poljima industrije zadnjih nekoliko desetljeća kao najmjerodavniji postupak za analizu vjerojatnosti sloma određene konstrukcije, budući da su različite vrste neizvjesnosti prisutne u procesu projektiranja. Za razliku od tradicionalnog načina projektiranja, koji se zasniva na tzv. radnom naprezanju te kod kojeg su sve nepoznanice o nosivosti i zahtjevima na konstrukciju uključene u faktor sigurnosti, projektiranje zasnovano na pouzdanosti sve veličine uključene u opis problema kroz jednadžbu graničnog stanja, smatra slučajnima. Definiranjem različitih jednadžbi graničnih stanja moguće je utvrditi ispunjava li struktura svrhu za koju je namijenjena. Jednadžba graničnog stanja omogućava predviđanje nominalne godišnje vjerojatnosti sloma, uvid u osjetljivost rezultata u odnosu na različite ulazne veličine te određivanje stupnja sigurnosti usporedbom s dozvoljenom vjerojatnošću sloma određene konstrukcije. Različite jednadžbe graničnih stanja definirane su različitim vrijednostima nosivosti i opterećenja pa zahtijevaju i različite stupnjeve sigurnosti. Racionalno projektiranje podrazumijeva provjeravanje svih mogućih graničnih stanja pojedinačno, ali i njihovog međusobnog djelovanja, ako i gdje postoji. Direktna upotreba metoda strukturne pouzdanosti prisutna je danas i u procjeni margine sigurnosti između opterećenja i izdržljivosti novih projekata te kod uvođenja novih metoda procjene opterećenja i/ili nosivosti u proces projektiranja. Veoma važna je i primjena metoda strukturne pouzdanosti u definiranju parcijalnih faktora sigurnosti i poboljšavanju postojećih pravila klasifikacijskih društava za osnivanje i gradnju brodskih konstrukcija. Općenito govoreći, upotreba metoda strukturne pouzdanosti u procesu projektiranja, dovodi do stvaranja struktura koje nisu predimenzionirane, a imaju prihvatljiv stupanj sigurnosti.

Jedan od osnovnih vidova čvrstoće brodskog trupa je sposobnost da se odupre savijanju u vertikalnoj ravnini pod djelovanjem ukupnog opterećenja, a da pritom ne doživi oštećenje. Imajući to na umu, granično stanje krajnje nosivosti može se smatrati najvažnijim graničnim stanjem za uzdužnu čvrstoću broda, gdje onda granična nosivost odnosno granični moment savijanja predstavlja osnovni pokazatelj sigurnosti konstrukcije.

Do gubitka konstrukcije dolazi kad ukupni moment savijanja prijeđe granični moment savijanja. Matematička formulacija jednadžbe graničnog stanja, kada se razmatra slom trupa broda opterećenoga vertikalnim momentima savijanja, za neoštećeni brod glasi:

$$\chi_u M_{u0} - \left(M_{sw} + \psi \chi_w \chi_{nl} M_w\right) < 0 \tag{3.1}$$

gdje je:

M_{u0} – granični moment savijanja neoštećenog broda definiran kao deterministička veličina

M_{sw} – ekstremni vertikalni moment savijanja na mirnoj vodi za određeno vremensko razdoblje (1 godina) definiran kao slučajna veličina

M_w – ekstremni vertikalni moment savijanja od valova za određeno vremensko razdoblje (1 godina) definiran kao slučajna veličina

Ψ – faktor kombinacije ekstremnog opterećenja na mirnoj vodi i ekstremnog opterećenja od valova definiran kao deterministička veličina

χ_u, χ_w, χ_{nl} – neizvjesnosti povezane s modeliranjem granične čvrstoće te linearnim i nelinearnim opterećenjem od valova definirane kao slučajne veličine

Granični moment savijanja oštećenog broda umanjen je za doprinos oštećenih uzdužnih elemenata strukture te ovisi o scenariju oštećenja kojeg nije moguće predvidjeti te ga smatramo slučajnim događajem. Količina i raspodjela prodrle vode, odnosno opterećenje dodatnim momentom savijanja na mirnoj vodi, također ovise o scenariju oštećenja. Uzevši u obzir navedeno, jednadžba graničnog stanja oštećenog broda, u ovom je radu predstavljena sljedećim izrazom:

$$\chi_u \, RIF \, M_{u0} - \left(K_{US} M_{sw} + K_{UW} \psi \chi_w \chi_{nl} M_w\right) < 0 \tag{3.2}$$

gdje je:

RIF – indeks preostale čvrstoće modeliran kao slučajna veličina (RIF = 1 za neoštećeni brod) (Poglavlje 6)

K_{US} – faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi modeliran kao slučajna veličina (K_{US} = 1 za neoštećeni brod) (Poglavlje 7)

Vjerojatnost sloma neoštećene ili oštećene brodske konstrukcije prema navedenim jednadžbama graničnog stanja, može se odrediti različitim metodama strukturne pouzdanosti. U ovom su radu rezultati proračuna pouzdanosti, prikazani u Poglavlju 8, dobiveni primjenom FORM metode (First Order Reliability Method). Proračun FORM metodom sastoji se iz linearizacije jednadžbe graničnog stanja i proračuna pouzdanosti upotrebom metoda II ili III razine. Koristeći definiciju indeksa sigurnosti prema Hasoferu i Lindu β_f, kao najmanje udaljenosti plohe oštećenja od ishodišta koordinatnog sustava u prostoru jediničnih standardnih normalnih varijabli, tzv. reduciranom prostoru, slučajne varijable opterećenja i

čvrstoće x_i transformiraju se u jedinične standardne normalne varijable nulte srednje vrijednosti i jedinične varijance:

$$y_i = \frac{x_i - \overline{x_i}}{\sigma_{x_i}} \tag{3.3}$$

Rješavanjem sustava nelinearnih jednadžbi:

$$G(y_1^*, y_2^*, ..., y_n^*) = 0 \tag{3.4}$$

gdje je:

G(.) – ploha oštećenja u reduciranom prostoru standardnih normalnih varijabli y_i

$y_i^* = -\alpha_i \beta_f$ – koordinate točke najbliže ishodištu u reduciranom prostoru, u odnosu na koju se računaju sve parcijalne derivacije

$$\alpha_i = \frac{\left(\frac{\partial G}{\partial y_i}\right)_{y_i^*}}{\sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial G}{\partial y_i}\right)^2_{y_i^*}}} \tag{3.5}$$

a α_i koeficijenti smjera ili tzv. faktori osjetljivosti koji minimiziraju β_f i predstavljaju relativnu mjeru osjetljivosti indeksa sigurnosti u odnosu na određene slučajne varijable te omogućuju otkrivanje veličina s najvećim utjecajem na indeks sigurnosti.

Postupak je ekvivalentan linearizaciji funkcije graničnog stanja u reduciranom prostoru u točki y_i^* i određivanju β_f koji odgovara toj točki. Nakon transformacije koordinata y_i^* točke najbliže ishodištu u reduciranom prostoru, u izvorni tj. nereducirani prostor, dobiju se koordinate x_i^* točke, kao najvjerojatnije točke u odnosu na oštećenje, prema sljedećem izrazu:

$$x_i^* = \overline{x_i} + \sigma_{x_i} y_i^* = \overline{x_i} - \sigma_{x_i} \alpha_i \beta_f \tag{3.6}$$

Vjerojatnost oštećenja se iz indeksa sigurnosti određuje kako slijedi:

$$P_f = \Phi(-\beta_f) \tag{3.7}$$

gdje je Φ funkcija standardne normalne raspodjele.

4. Modeliranje oštećenja i probabilistička definicija parametara oštećenja

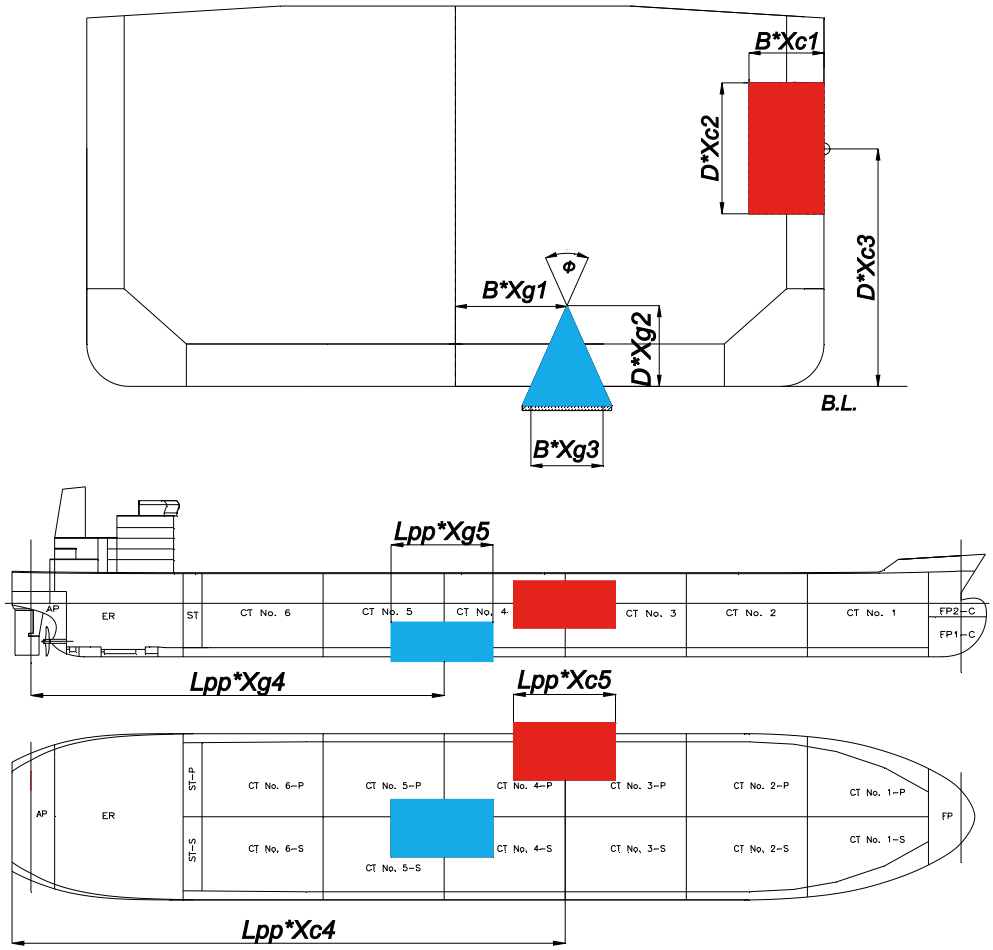
Iz prikazane usporedbe rezultata različitih statističkih analiza ozbiljnih nesreća te nesreća s potpunim gubitkom broda, vidljivo je da je broj nesreća uzrokovanih sudarom i nasukavanjem veoma visok, i iznosi čak od 20 % do 30 % od ukupnog broja nesreća, kao i količina nafte dospjela u more nakon spomenutih nesreća, posebice nesreća uslijed nasukavanja. Takvi podaci opravdavaju odluku da se u ovom radu pažnja usmjeri na te dvije vrste nesreća, koje se često nazivaju i navigacijskim nesrećama.

Iako u stvarnosti veličina oštećenja trupa broda nakon sudara ili nasukavanja ovisi o više čimbenika kao što su npr. brzina i kut pri kontaktu, mehanička svojstva brodova sudionika nesreće itd., u ovom se radu uzrok i okolnosti same nesreće ne uzimaju u obzir, već se jednostavno oštećeni dio broda isključuje iz proračuna graničnog momenta zbog nemogućnosti preuzimanja opterećenja.

Uobičajeni način prikazivanja oštećenja u smislu veličine i položaja na brodskom trupu je tzv. „kutija oštećenja“, odnosno kvadar promjenjivih dimenzija u tri međusobno okomita pravca, koji je usvojen u [8] s ciljem smanjenja količine nafte koja se s brodova izlije u more nakon sudara i nasukavanja. U ovom je radu „kutija oštećenja“ općenito shvaćena kao prizmatično tijelo. Tako su položaj i veličina kutije oštećenja definirani bezdimenzionalnim koordinatama (x_{gi} za nasukavanje, x_{ci} za sudar) u odnosu na glavne dimenzije broda, određujući tako položaj po duljini, širini i visini broda te duljinu, širinu i visinu samog prizmatičnog tijela odnosno trostrane ili četverostrane prizme u slučaju nasukavanja ili sudara (Slika 4.1). Kako vrijednosti parametara oštećenja nije moguće predvidjeti, parametri se modeliraju kao slučajne veličine i opisuju se funkcijama gustoće vjerojatnosti predloženim u [8]. Parametri koji opisuju kutiju oštećenja prema predloženom modelu, smatraju se neovisnima te se zajednička raspodjela gustoće vjerojatnosti dobiva množenjem pojedinačnih funkcija gustoće vjerojatnosti.

Pokazalo se međutim da vjerojatnosni model predložen u [8] ima i neke nedostatke, od kojih je najvažniji da se kutija oštećenja u pojedinim slučajevima djelomično proteže i izvan konture broda u poprečnom i uzdužnom smislu. To se javlja kada je određena dimenzija kutije oštećenja, širina ili duljina, veća od dvostruke udaljenosti između središta kvadra i vanjske konture broda, boka te pramca ili krme. Kako se u takvim slučajevima kontura broda uzima za granicu oštećenja, stvarna dimenzija oštećenja je smanjena u odnosu na vjerojatnosnu definiciju, koju, dakle, ovakvim postupkom mijenjamo sa svrhom odbacivanja

nelogičnosti. Ograničenje predloženog modela je i da su dimenzije kvadra proporcionalne odgovarajućim glavnim dimenzijama broda, što nije potkrijepljeno simulacijama i detaljnim analizama nesreća. Razlog tom ograničenju krije se u nedostatku informacija o vrsti i starosti oštećenih brodova u statističkim analizama nesreća sadržanih u IMO MEPC-u, kao utjecajnim faktorima na dimenzije oštećenja.



Slika 4.1 Položaj i veličina oštećenja nakon sudara i nasukavanja

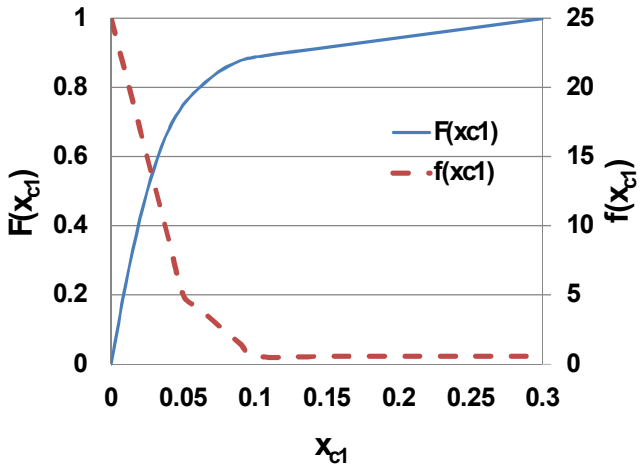
4.1. Sudar

Sudar dvaju brodova može uzrokovati oštećenja različitog stupnja, a u pojedinim slučajevima velika oštećenja vanjske pa čak i unutarnje oplate dvoboka broda. U opisu oštećenja uslijed sudara, klasifikacijska društva su tijekom vremena koristila različite pristupe, koji su određivali i stupanj ozbiljnosti oštećenja. Umjereni stupanj ozbiljnosti propisan u [7] , pretpostavlja oštećenje samo vanjske oplate koje se proteže na 25 % visine broda, od proveze vanjske palube prema dolje, dok se u [3] predlaže veće oštećenje vanjske oplate nego u [7], ali i oštećenje unutarnje oplate. Nasuprot navedenim deterministčkim definicijama oštećenja,

u [8] se predlaže vjerojatnosni opis oštećenja uvođenjem već spomenute kutije oštećenja, koja je u ovom radu usvojena za sudarna oštećenja zbog poteškoća u uspostavljanju drugačije, fizikalno opravdane veze između oštećenja vanjske i unutarnje oplate. Vjerojatnosni modeli parametaraa sudarnog oštećenja opisani su pripadnim funkcijama gustoće vjerojatnosti (Probability density function tj. PDF) (izrazi (4.1) – (4.5)) iz kojih su izvedene kumulativne raspodjele vjerojatnosti (Cumulative distribution function tj. CDF). Obje su funkcije za svaki parametar oštećenja prikazane na Slikama 4.2 – 4.6. Varijable u PDF i CDF funkcijama su bezdimenzionalne veličine dobivene dijeljenjem sa glavnim dimenzijama broda u tri međusobno okomita pravca, širinom B, visinom D ili duljinom L_{pp}.

PDF poprečne dimenzije ili širina oštećenja x_{c1} (u odnosu na širinu broda B):

$$f_{xc1} = 24.96 - 399.2x_{c1}\,;\; 0 \le x_{c1} \le 0.05$$
$$f_{xc1} = 9.44 - 88.8x_{c1}\,;\; 0.05 < x_{c1} \le 0.1$$
$$f_{xc1} = 0.56;\; 0.1 < x_{c1} \le 0.3 \qquad (4.1)$$



Slika 4.2 PDF $f(x_{c1})$ i CDF $F(x_{c1})$ poprečne veličine oštećenja od sudara (x_{c1}) [8]

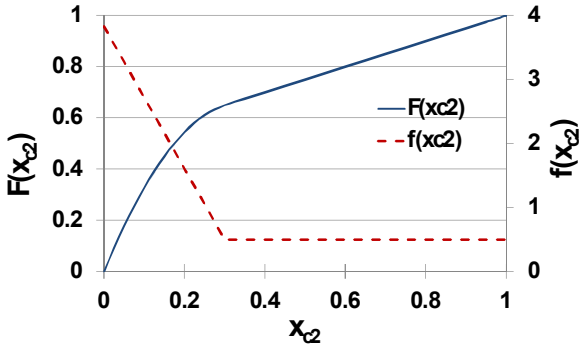
PDF vertikalne dimenzije ili visine oštećenja x_{c2} (u odnosu na visinu broda D):

$$f_{xc2} = 3.83 - 11.1x_{c2}\,;\; 0.0 \le x_{c2} \le 0.3$$
$$f_{xc2} = 0.5;\; 0.3 < x_{c2} \le 1.0 \qquad (4.2)$$

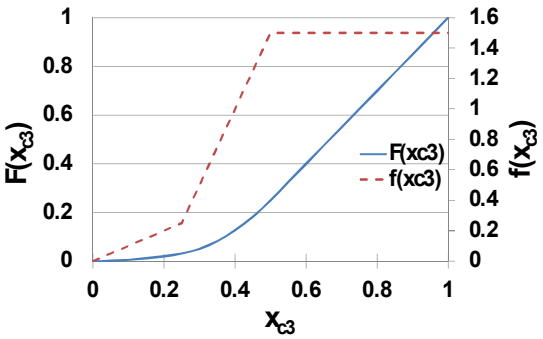
PDF vertikalne udaljenosti središta oštećenja od dna broda x_{c3}, (u odnosu na visinu broda D):

$$f_{xc3} = x_{c3}\,;\; 0.0 \le x_{c3} \le 0.25$$
$$f_{xc3} = 5x_{c3} - 1.0;\; 0.25 < x_{c3} \le 0.5$$

$$f_{xc3} = 1.50;\ 0.5 < x_{c3} \le 1.0 \tag{4.3}$$



Slika 4.3 PDF $f(x_{c2})$ i CDF $F(x_{c2})$ vertikalne veličine oštećenja od sudara (x_{c2}) [8]



Slika 4.4 PDF $f(x_{c3})$ i CDF $F(x_{c3})$ vertikalnog položaja oštećenja od sudara (x_{c3}) [8]

PDF uzdužne udaljenosti središta oštećenja od A.P. x_{c4} (u odnosu na duljinu L_{pp}):

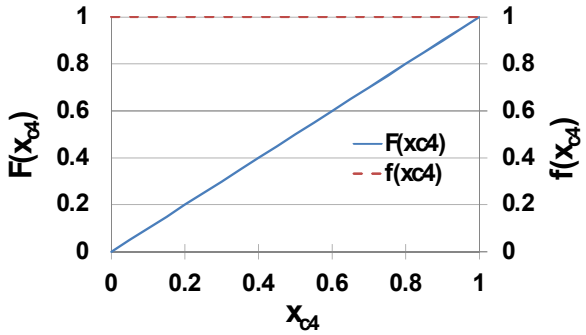
$$f_{xc4} = 1.0;\ 0.0 \le x_{c4} \le 0.1 \tag{4.4}$$

PDF uzdužne dimenzije ili duljine oštećenja x_{c5} (u odnosu na duljinu L_{pp}):

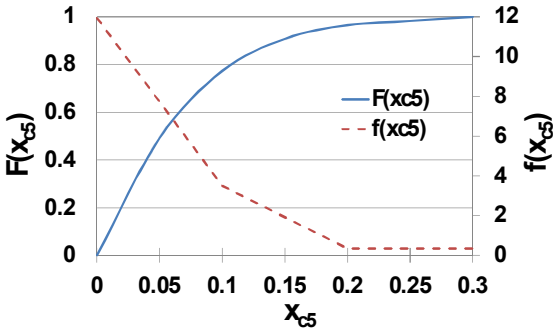
$$f_{xc5} = 11.95 - 84.5x_{c5};\ 0.0 \le x_{c5} \le 0.1$$

$$f_{xc5} = 6.65 - 31.5x_{c5};\ 0.1 < x_{c5} \le 0.2$$

$$f_{xc5} = 0.35;\ 0.2 < x_{c5} \le 0.3 \tag{4.5}$$



Slika 4.5 PDF $f(x_{c4})$ i CDF $F(x_{c4})$ uzdužnog položaja oštećenja od sudara (x_{c4}) [8]



Slika 4.6 PDF $f(x_{c5})$ i CDFi $F(x_{c5})$ uzdužne veličine oštećenja od sudara (x_{c5}) [8]

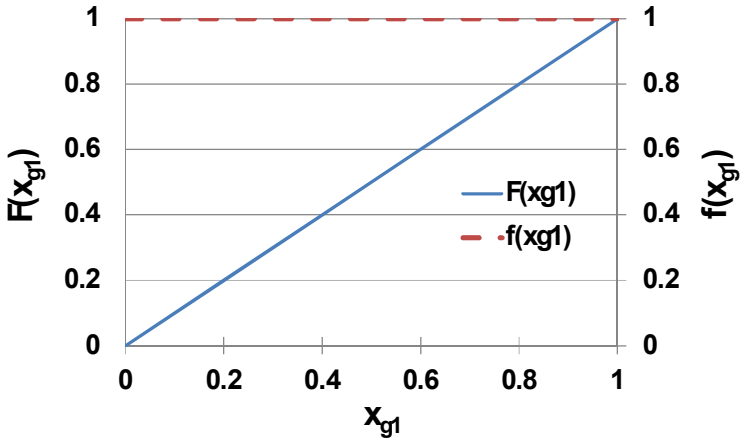
4.2. Nasukavanje

Oštećenja u slučaju nasukavanja broda, kao i kod sudara, mogu poprimiti značajne razmjere, kako u području vanjske oplate dna tako i u području pokrova dvodna. Kao i u slučaju sudara klasifikacijska društva u [7] i [3] predlažu određena oštećenja oplate dna i uzdužnih nosača dna različitih duljina, ne uključujući oštećenje pokrova dvodna. Vjerojatnosni opis oštećenja

vanjske oplate dna i pokrova dvodna predložen u [8] , poboljšan je uvođenjem pretpostavke u [10] da je oštećenje, gledano u poprečnom presjeku, uzrokovano stijenom stožastog oblika, što za posljedicu ima širine oštećenja pokrova dvodna i vanjske oplate dna korelirane oblikom stijene. Ovaj pristup, koji je u [11] dalje proširen za koncept indeksa nasukavanja (grounding damage indekx tj. *GDI*) (Poglavlje 6), usvojen je i u ovom radu te opisan izrazima (4.6) – (4.10) za funkcije gustoće vjerojatnosti svih parametara oštećenja prema [8], koje su prikazane na Slikama 4.7 – 4.11.

PDF poprečne udaljenosti središta oštećenja od C.L. x_{g1} (u odnosu na širinu broda B):

$$f_{xg1} = 1.0;\ 0.0 \le x_{g1} \le 1.0 \tag{4.6}$$



Slika 4.7 PDF $f(x_{g1})$ i CDF $F(x_{g1})$ poprečnog položaja oštećenja od nasukavanja (x_{g1}) [8]

PDF vertikalne dimenzije ili visine oštećenja x_{g2} (u odnosu na visinu broda D):

$$f_{xg2} = 14.5 - 134x_{g2};\ 0.0 \le x_{g2} \le 0.1$$

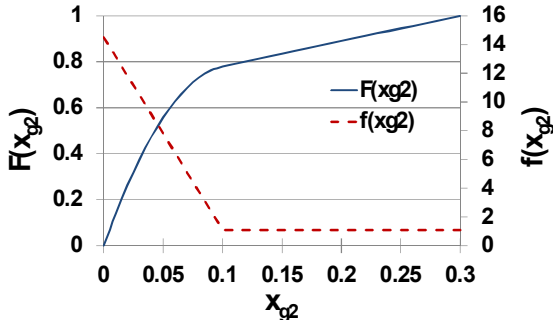
$$f_{xg2} = 1.1;\ 0.1 < x_{g2} \le 0.3 \tag{4.7}$$

PDF poprečne dimenzije ili širine oštećenja x_{g3} (u odnosu na širinu broda B):

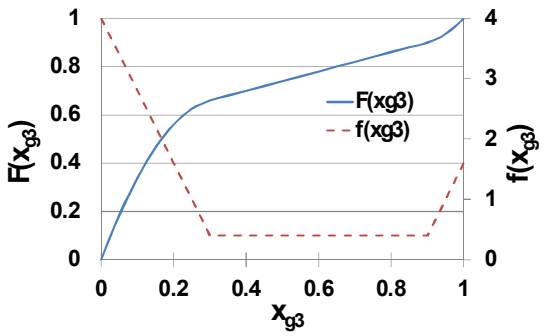
$$f_{xg3} = 4.0 - 12x_{g3};0.0 \le x_{g3} \le 0.3$$

$$f_{xg3} = 0.4;\ 0.3 < x_{g3} \le 0.9$$

$$f_{xg3} = 12x_{g3} - 10.4;\ 0.9 < x_{g3} \le 0.9 \tag{4.8}$$



Slika 4.8 PDF $f(x_{g2})$ i CDF $F(x_{g2})$ vertikalne veličine oštećenja od nasukavanja (x_{g2}) [8]



Slika 4.9 PDF $f(x_{g3})$ i CDF $F(x_{g3})$ poprečne veličine oštećenja od nasukavanja (x_{g3}) [8]

PDF uzdužne udaljenosti središta oštećenja od A.P.-a x_{g4} (u odnosu na duljinu broda L_{pp}):

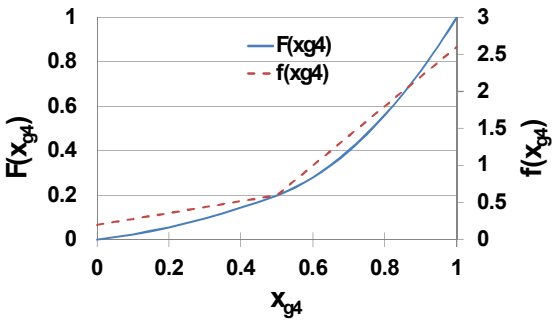
$$f_{xg4} = 0.2 + 0.8x_{g4}\,;\; 0.0 \le x_{g4} \le 0.5$$

$$f_{xg4} = 4x_{g4} - 1.4;\; 0.5 < x_{g4} \le 1.0 \qquad (4.9)$$

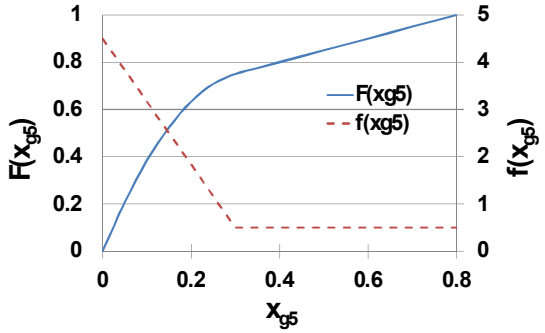
PDF uzdužne dimenzije ili duljine oštećenja x_{g5} (u odnosu na duljinu broda L_{pp}):

$$f_{xg5} = 4.5 - 13.33x_{g5}\,;\; 0.0 \le x_{g5} \le 0.3$$

$$f_{xg5} = 0.5;\; 0.3 < x_{g5} \le 0.8 \qquad (4.10)$$



Slika 4.10 PDF $f(x_{g4})$ i CDF $F(x_{g4})$ uzdužnog položaja oštećenja od nasukavanja (x_{g4}) [8]



Slika 4.11 PDF $f(x_{g5})$ i CDF $F(x_{g5})$ uzdužne veličine oštećenja od nasukavanja (x_{g5}) [8]

Kut stijene kod slučajnog nasukavanja pretpostavljen je kao slučajna normalno raspodijeljena varijabla, srednje vrijednosti Φ_{mean} i standardne devijacije σ, danih jednadžbama (4.11) – (4.13). Prema navedenim izrazima može se zaključiti da je najmanji pretpostavljeni kut stijene 15°, dok je u izrazu za najveći kut stijene Φ_{max} uspostavljena veza između geometrije

oštećenja tj. parametara oštećenja i stijene koja ga uzrokuje, sa svrhom isključivanja nerealističnih slučajeva oštećenja iz proračuna.

$$\Phi_{\max} = 2\tan^{-1}\frac{Bx_3}{2Dx_2}; \quad 15 \le \Phi_{\max} \le 150 \tag{4.11}$$

$$\Phi_{mean} = \frac{15 + \Phi_{\max}}{2} \tag{4.12}$$

$$\sigma = \frac{\Phi_{\max} - \Phi_{mean}}{2} \tag{4.13}$$

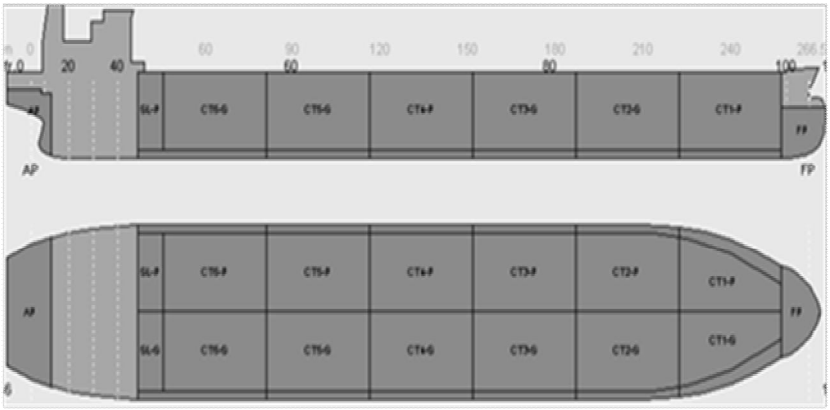
5. Glavne karakteristike tankera

Glavne karakteristike, opći plan i glavno rebro Aframax tankera s dvostrukom oplatom, koji je predmet proučavanja u ovom radu, priloženi su redom u Tablici 5.1 te na Slikama 5.1 i 5.2. Na Slici 5.1 može se vidjeti da je brod podijeljen u šest područja po duljini broda, dok je svako područje u poprečnom smislu, centralnom i pregradom dvoboka, podijeljeno u dva teretna i dva balastna tanka.

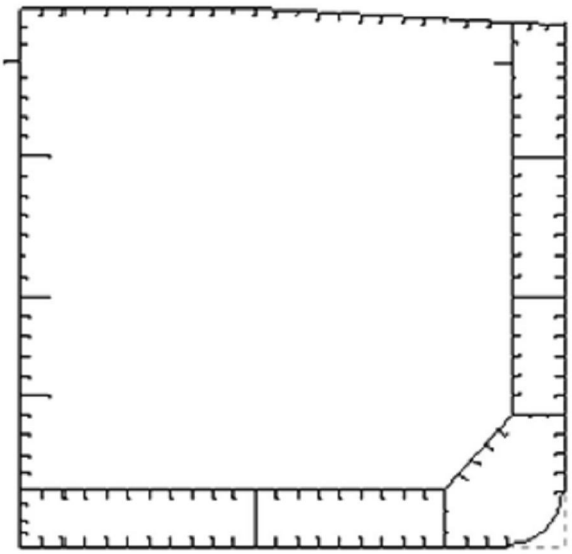
Glavne karakteristike i glavno rebro Suezmax tankera s dvostrukom oplatom, koji je također predmet proučavanja u ovom radu, priloženi su redom u Tablici 5.1 te na Slici 5.3. Raspored pregrada i tankova u uzdužnom i poprečnom smislu isti je kao i za Aframax tanker prikazan na Slici 5.1

Tablica 5.1. Glavne karakteristike Aframax i Suezmax tankera

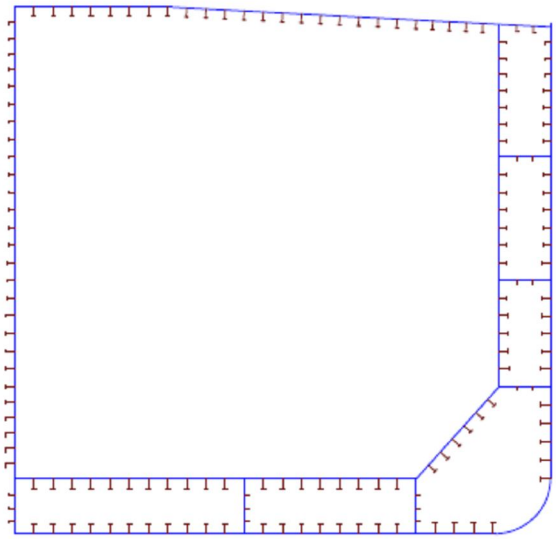
Karakteristika broda (m, dwt)	Aframax	Suezmax
Duljina između okomica, L_{pp}	234	260
Širina, B	40	46
Visina, D	20	22
Gaz, T	14	16
Nosivost, DWT	105 000	160 000



Slika 5.1. Opći plan Aframax tankera



Slika 5.2. Glavno rebro Aframax tankera



Slika 5.3. Glavno rebro Suezmax tankera

6. Probabilistički pristup u određivanju granične čvrstoće oštećenoga broda

6.1. Metode za određivanje granične čvrstoće broda

Granični moment savijanja brodskog trupa kao grede opterećene na savijanje u vertikalnoj ravnini, definira se kao najveći moment savijanja kojeg trup broda može podnijeti prije nastupanja kolapsnog stanja. Vrijednost ovog momenta, najčešće između vrijednosti elastičnog i plastičnog momenta, dobije se zbrajanjem doprinosa uzdužnih elemenata strukture uzdužnoj čvrstoći broda, uzimajući u obzir stupanj njihove deformiranosti i čvrstoću nakon kolapsa. U fizikalnom smislu granični moment predstavlja sumu prvih momenata uzdužnih sila nastalih od naprezanja kod vertikalnog savijanja u uzdužnim elementima strukture, oko horizontalne neutralne linije.

Kolaps strukture brodskog trupa iznimno je složen proces, kod kojeg se granični moment savijanja može odrediti upotrebom više ili manje složenih metoda [42]. Standardnom metodom smatra se metoda progresivnog kolapsa (Progressive Collapse Method tj. PCA) koju propisuju nova Harmonizirana zajednička strukturna pravilia (CSR-H) [3], dok se složenija metoda konačnih elemenata (NLFEM – Non-linear Finite Element Method) koristi u istraživačke svrhe. Dvije pojednostavljene metode također su predložene za određivanje granične čvrstoće, HULS-1 metoda [43] te osnovna i modificirana Paik-Mansourova metoda (P-M) [13].

Najnaprednija metoda za određivanje graničnog momenta savijanja je NLFEM metoda koja koristi konačne elemente za određivanje parametara sloma strukture kod popuštanja i izvijanja, uzimajući u obzir nelinearne pojave povezane s geometrijom i materijalom. Postupak je iterativni, a karakterizira ga uvođenje postupnog povećanja opterećenja te provođenje analiza za svaki nivo opterećenja. Međutim, zbog složenosti, vremena i iskustva potrebnog za uspješnu primjenu ove metode, nije prikladna za upotrebu u početnoj fazi projektiranja, već se uglavnom koristi za proračun sloma ploča i ukrepljenih panela te za određivanje točnijih krivulja naprezanje-deformacija [44], koje se koriste u PCA metodi.

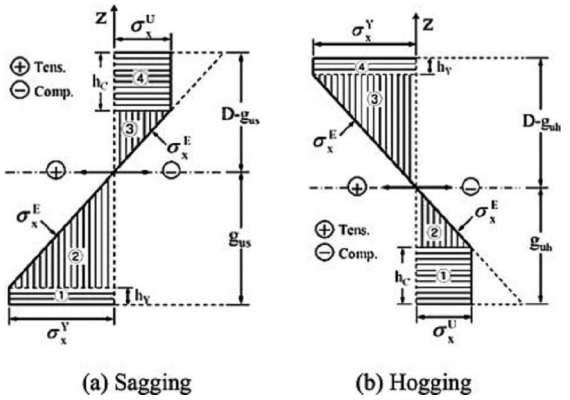
PCA metoda progresivnog kolapsa je prilično jednostavna te pogodna za korištenje u ranoj fazi projektiranja broda. Metodu je predložio Smith [45], a danas je najkorištenija metoda za procjenu granične čvrstoće, čiji je ključni dio definiranje ovisnosti između naprezanja i deformacije za gredne nosače od kojih su sastavljeni ukrepljeni paneli, odnosno trup broda. Krivulje međusobne ovisnosti naprezanja i deformacije, koje su danas najviše u upotrebi,

predložio je IACS u [3], a koriste se za određivanje graničnog momenta savijanja tzv. inkrementalno-iterativnim postupkom do krajnje vrijednosti momenta savijanja kod koje se krutost trupa na savijanje izjednačava s nulom.

Međunarodna pomorska organizacija (IMO) u sklopu Ciljnih standarda za gradnju novih brodskih konstrukcija napisanih u [43], preporučuje jednu od najjednostavnijih metoda tzv. HULS-1 metodu, koja se zasniva na smanjenoj krutosti trupa na savijanje uslijed izvijanja palube. Ograničenje ove metode je činjenica da se može koristiti samo za proračun graničnog momenta broda s kritičnim stanjem u progibu.

U ovom je radu za određivanje graničnog momenta savijanja korištena modificirana P-M metoda [13], kao produžetak osnovne P-M metode, koja se zasniva na pretpostavljenoj raspodjeli naprezanja uzdužnih elemenata poprečnog presjeka broda za granično stanje u progibu ili pregibu. Tako se prema osnovnoj metodi [12], za stanje progiba, pretpostavlja vlačno naprezanje popuštanja σ_x^y samo za panele dna, a granično tlačno naprezanje σ_x^u za panele palube zajedno s vertikalnim elementima strukture. Modificirana P-M metoda (Slika 6.1) malo drugačijom definira raspodjelu u vlačnom području, odnosno pretpostavlja da vertikalni elementi strukture u blizini oplate dna u slučaju progiba također mogu biti napregnuti do granice popuštanja prije nego trup broda dosegne točku krajnje nosivosti. Za stanje pregiba raspodjele tlačnog i vlačnog naprezanja po visini poprečnog presjeka samo su obrnute. Modificirana metoda, za razliku od osnovne metode, sadrži dvije nepoznanice, visinu područja sa strukturnim elementima koji su izgubili nosivost uslijed izvijanja pod utjecajem tlačnog opterećenja (h_C) te visinu područja u kojem se nalaze elementi strukture koji su dosegli granicu popuštanja uslijed vlačnog naprezanja (h_Y). Uvjet ravnoteže da je suma svih uzdužnih sila po poprečnom presjeku u slučaju savijanja u vertikalnoj ravnini jednaka nuli, stoga više nije dovoljan, te se uvodi iterativni postupak potreban za određivanje obiju nepoznanica h_C i h_Y. Ova se metoda smatra veoma primjenjivom u pojmovnom proučavanju kao što je ovo, a također i korisnom za određivanje projektnih jednadžbi po preporuci [46].

Usporedba vrijednosti graničnih momenata neoštećenog Aframax tankera u pregibu i progibu, određenih PCA metodom te modificiranom P-M metodom, dana je u Tablici 6.1. Vidljivo je da P-M metoda daje oko 3 % veću vrijednost graničnog momenta u progibu, dok je vrijednost u pregibu za oko 16 % manja. Također je u [47] pokazano da se primjenom metode konačnih elemenata dobijaju za 2 % niže vrijednosti graničnog momenta savijanja u odnosu na PCA metodu.



Slika 6.1 Raspodjela naprezanja u progibu i pregibu prema modificiranoj P-M metodi [13]

Tablica 6.1 Usporedba granične čvrstoće određene PCA i P-M metodom za Aframax tanker

Ship condition	Ultimate strength (MNm)	
	MARS	P-M
Hogging	10 893	9094
Sagging	-8470	-8744

Isto kao za neoštećeni brod, u literaturi se koriste slične metode za određivanje preostale čvrstoće oštećenog brodskog trupa, pri čemu se primjenjuje općenito prihvaćen pristup o potpunom isključivanju oštećenih dijelova poprečnog presjeka iz proračuna graničnog momenta oštećenog broda [48]. Rezultati istraživanja objavljeni u [49], koji su dobiveni nelinearnom metodom konačnih elemenata, općenito su bili u dobroj korelaciji s vrijednostima graničnog momenta oštećenog broda dobivenih primjenom PCA metode uz spomenutu pretpostavku modeliranja oštećenja.

6.2. Indeks preostale čvrstoće i smanjenje graničnog momenta oštećenoga broda

Odnos čvrstoće oštećenog i neoštećenog broda u dostupnoj se literaturi [14],[23] pojavljuje kao indeks preostale čvrstoće (*RIF*), pri čemu se čvrstoće predstavljaju graničnim momentima savijanja u oštećenom (M_{uD}) i neoštećenom stanju (M_{u0}), kako slijedi:

$$RIF = \frac{M_{uD}}{M_{u0}} \tag{6.1}$$

Korištenjem indeksa preostale čvrstoće može se izraziti i smanjenje graničnog momenta (u %) oštećenog u odnosu na neoštećeni brod kao:

$$M_{red} = \left(1 - \frac{M_{uD}}{M_{u0}}\right) \cdot 100 = (1 - RIF) \cdot 100 \tag{6.2}$$

Oštećenja uslijed sudara i nasukavanja, koja se u ovom radu razmatraju i modeliraju kao slučajni događaji, opisana su, dakle, već spomenutim funkcijama gustoće vjerojatnosti navedenim u Poglavlju 4 prema [8], a postupak je proveden za 1000 slučajno generiranih scenarija oštećenja. Za svaki slučaj oštećenja određeno je smanjenje graničnog momenta korištenjem izraza definiranim u Poglavljima 6.2.1 i 6.2.2 za sudar i nasukavanje. Dobivena je tako najprije raspodjela smanjenja graničnog momenta po razredima širine 1 %, do najveće vrijednosti koja se pojavila među 1000 slučajeva oštećenja, a zatim joj je prilagođena teorijska funkcija. Iz izraza (6.2) proizlazi izraz za indeks preostale čvrstoće tj. slučajne veličine uključene u jednadžbu graničnog stanja oštećenog broda, kako slijedi:

$$RIF = 1 - \frac{M_{red}}{100} \tag{6.3}$$

6.2.1. Sudar

Analize preostale čvrstoće brodova oštećenih u sudaru, provedene su od strane nekoliko istraživača. Tako su u [9] predložene projektne jednadžbe trećeg reda za određivanje preostale čvrstoće tankera s dvostrukom oplatom sa sudarnim oštećenjem samo vanjske oplate, mjerenim od glavne palube, i pripadnih uzdužnjaka bez konstruktivnih elemenata palube. Uz slične pretpostavke usvojene u [23], prikazan je indeks preostale čvrstoće (*RIF*) kao linearna funkcija bezdimenzionalne duljine oštećenja u odnosu na visinu broda. Preostala čvrstoća Aframax tankera nakon oštećenja vanjske oplate kao najmanjeg te dvoboka kao najvećeg oštećenja, prikazana je u [16] kao funkcija smanjene površine i momenta tromosti oštećenog presjeka, uz pretpostavku istih duljina oštećenja za vanjsku i unutarnju oplatu dvoboka. Uzevši u obzir mali broj razvijenih projektnih jednadžbi za određivanje preostale čvrstoće nakon sudara, u ovom su se radu razvile dvije grupe novih jednadžbi, za oštećenje samo vanjske oplate te oštećenje dvoboka s pripadnim uzdužnjacima Aframax i Suezmax tankera. Zbog nemogućnosti uspostavljanja razumne korelacije između oštećenja vanjske i unutarnje oplate dvoboka, pretpostavljena je ista duljina oštećenja obiju oplata tj. prihvaćen je pravokutni model oštećenja, kako je već navedeno u Poglavlju 4. Ovakva pretpostavka je konzervativna, ako se uzme u obzir da je oštećenje unutarnje oplate u naravi vrlo vjerojatno manje od oštećenja vanjske oplate boka kod oštećenja dvoboka, što znači da je proračun na

strani sigurnosti. Također je pretpostavljeno da se oštećena područja protežu od glavne palube prema osnovici broda u različitim postocima visine broda (x), u intervalu od 0 % do 89 %, odnosno vrijedi da je $x = (l_v/D)\cdot 100$ (%), gdje je lv vertikalna dimenzija oštećenja. Dio palube između vanjske i unutarnje oplate dvoboka s pripadnim uzdužnjacima, smatra se oštećenim u svim slučajevima oštećenja (pogledati model oštećenja za Suezmax u MARS-u; Prilog B, Slike B-1 i B-2).

Opisanim postupkom uz primjenu već opisane modificirane Paik-Mansour-ove metode za računanje graničnog momenta savijanja, dobivene su regresijske jednadžbe za Aframax tanker, dok su za Suezmax tanker regresijske jednadžbe dobivene korištenjem računalnog programa MARS odnosno primjenom PCA metode. Rezultati su izraženi u postocima, a predstavljaju smanjenje graničnog momenta oštećenog u odnosu na neoštećeni brod prema izrazu (6.2) u ovisnosti o relativnoj duljini oštećenja x:

$$M_{red}(x) = \left(1 - \frac{M_{uD}(x)}{M_{u0}}\right)\cdot 100 \tag{6.4}$$

gdje su $M_{uD}(x)$ and M_{u0} granični momenti oštećenog i neoštećenog broda kao funkcije relativne duljine oštećenja x.

Razvijeni izrazi i pripadni dijagrami, prikazani su u Poglavljima 6.2.3.1 i 6.2.4.1 redom za Aframax i Suezmax tanker.

Dobiveni izrazi odnose se, kao što je već rečeno, na oštećenje samo vanjske te vanjske i unutarnje oplate dvoboka, koje se protežu od glavne palube prema osnovici broda. Ipak, pretpostavka da oštećenje počinje od glavne palube ne može se koristiti za sva oštećenja. Stoga su dobivene jednadžbe upotrijebljene u sljedećem približnom postupku. Ako pretpostavimo da je $M_{red}(x)$ postotak smanjenja graničnog momenta broda zbog oštećenja duljine x mjerene od glavne palube, onda Taylorov razvoj prvog reda funkcije smanjenja graničnog momenta oko ove vrijednosti, omogućava određivanje približne vrijednosti $M_{red}(x+\Delta x)$ na sljedeći način:

$$M_{red}(x+\Delta x) = M_{red}(x) + \frac{\partial M_{red}(x)}{\partial x}\Delta x \tag{6.5}$$

gdje $M_{red}(x+\Delta x)$ i $M_{red}(x)$ predstavljaju granične momente oštećenja duljine $x+\Delta x$ i x, mjerena od glavne palube. Drugi član s desne strane u gornjem izrazu predstavlja doprinos oštećenja duljine Δx, na udaljenosti x od glavne palube, vrijednosti smanjenja graničnog momenta $M_{red}(x)$, koje se može shvatiti kao oštećenje koje ne počinje od glavne palube te izraziti na sljedeći način:

$$M_{red}(\Delta x) = M_{red}(x + \Delta x) - M_{red}(x) \tag{6.6}$$

Za ilustraciju predloženog postupka, gubitak graničnog momenta za oštećenje duljine od 25 % do 75 % visine broda mjereno od glavne palube, može se izraziti kao:

$$M_{red}(25\% - 75\%) = M_{red}(75\%) - M_{red}(25\%) \tag{6.7}$$

gdje su $M_{red(75\ \%)}$ i $M_{red(25\ \%)}$ gubici graničnog momenta za oštećenja duljine 75 % i 25 % visine broda od glavne palube, koji se određuju prema izrazima (6.13) – (6.16) i (6.18) – (6.21) redom za Aframax i Suezmax tanker.

Iz jednadžbe (6.5) može se zaključiti da će izraz (6.6) biti točniji za mala oštećenja te da će se točnost smanjivati s povećanjem duljine oštećenja. Provjera predloženog izraza provedena je za tri slučaja oštećenja samo vanjske te vanjske i unutarnje oplate dvoboka Aframax i Suezmax tankera u stanju pregiba i progiba, čiji su opisi zajedno s dobivenim vrijednostima smanjenja graničnog momenta prikazani u Poglavljima 6.2.3.1 i 6.2.4.1 (Tablice 6.3 i 6.4). Razlike između vrijednosti smanjenja graničnog momenta čine se razumnima, ako se uzme u obzir jednostavnost navedenog postupka primjenom projektnih jednadžbi u odnosu na određivanje gubitka direktnom primjenom modificirane P-M metode za Aframax ili PCA metode za Suezmax tanker, pojedinačno za svaki navedeni slučaj oštećenja (pogledati model oštećenja za Suezmax u MARS-u; Prilog B, Slike B-3 i B-4).

Korištenjem novih regresijskih izraza i predloženog postupka, provedena je MC simulacija za 1000 slučajnih scenarija oštećenja za Aframax i Suezmax tanker. Dobivene su tako raspodjele učestalosti pojavljivanja smanjenja graničnog momenta za stanje pregiba i progiba te su njima prilagođene odgovarajuće teorijske funkcije (Poglavlja 6.2.3.1 i 6.2.4.1).

Nesimetrično oštećenje koje se javlja kod sudara dovodi do bočnog nagibanja broda i takve raspodjele naprezanja kod koje neutralna linija više nije horizontalna, već je zakrenuta, što znači da se radi o dvoosnom savijanju, iako opterećenje na trup broda djeluje u vertikalnoj ravnini. Inkrementalna PCM metoda prikazana u [15], razvijena je sa svrhom određivanja odnosa između momenta savijanja i zakrivljenosti trupa, uzimajući u obzir zakretanje i linearni pomak neutralne linije u slučaju dvoosnog savijanja, nakon nesimetričnog oštećenja broda. Metoda je potom upotrijebljena u [16] s ciljem razvijanja formula za predviđanje preostale čvrstoće oštećenog broda.

Kako niti modificirana P-M metoda niti standardna PCA metoda ne uzimaju u obzir zakretanje neutralne linije (NL) u slučaju nesimetričnog oštećenja, ovaj se utjecaj ovdje

posebno uzima u obzir, primjenom formule za korekciju graničnog momenta, definiranom u [15] kako slijedi:

$$\frac{M_V^u}{M_V^u\big|_{CASE2}} = \frac{I_{HH}I_{VV} - I_{HV}^2}{-(y_C - y_G)I_{HV} + (z_C - z_G)I_{HH}} \frac{(z_C - z_G)}{I_{VV}} \tag{6.8}$$

gdje je:

y_C, z_C – koordinate kritičnog mjesta (elementa) na glavnoj palubi u CL

y_G, z_G – koordinate težišta oštećenog poprečnog presjeka

I_{VV} – moment tromosti (vertikalni) oštećenog poprečnog presjeka u odnosu na os y

I_{HH} – moment tromosti (horizontalni) oštećenog poprečnog presjeka u odnosu na os z

I_{HV} – devijacijski moment tromosti oštećenog poprečnog presjeka u odnosu na osi y i z

M_V^u – preostali granični moment za stanje progiba koji uključuje zakretanje neutralne linije

$M_V^u\big|_{CASE2}$ – preostali granični moment za stanje progiba bez utjecaja rotacije neutralne linije

Potrebno je naglasiti da je u [15], između ostalog, zaključeno, da je smanjenje preostale čvrstoće uslijed zakretanja neutralne linije gotovo zanemarivo za tankere s oštećenjem samo vanjske oplate. S obzirom na značajan broj takvih oštećenja, u većini slučajeva zakretanje neutralne linije neće biti značajno. U slučaju oštećenja vanjske i unutarnje oplate, u ovom je radu primjenom izraza (6.8) ustanovljeno da zakretanje neutralne linije može smanjiti preostalu čvrstoću oštećenog Aframax tankera u stanju progiba do iznosa od 7 %, dok za Suezmax tanker taj je postotak nešto manji i iznosi do 4 %. Uporedbe smanjenja graničnog momenta bez i s utjecajem zakretanja neutralne linije nakon nesimetričnog oštećenja Aframax i Suezmax tankera u stanju progiba, prikazana su u Poglavljima 6.2.3.1 i 6.2.4.1 (Slike 6.4 i 6.8) za oštećenja vanjske i unutarnje oplate dvoboka, u rasponu od 0 % do 89 % visine broda, mjerena od glavne palube.

6.2.2. Nasukavanje

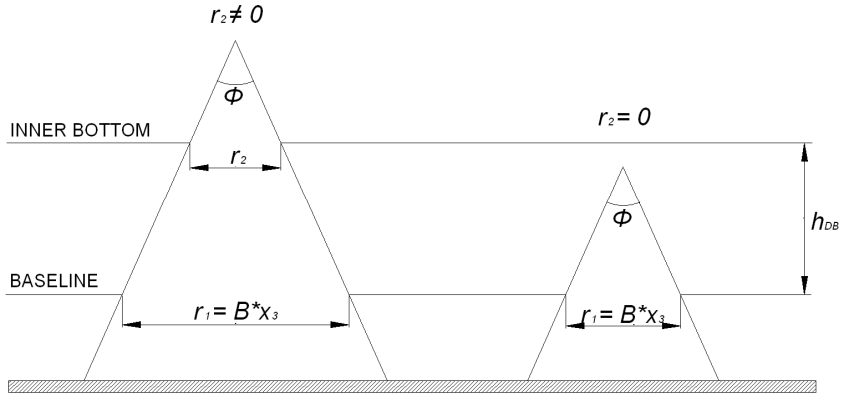
Granična čvrstoća broda oštećenog nasukavanjem postala je predmetom različitih istraživanja nakon izvjesnog broja nesreća s ozbiljnim posljedicama, koje su se dogodile tijekom zadnjih tridesetak godina. Modeli oštećenja, prikazani u propisima i istraživanjima, s vremenom su se razvijali od determinističkog pravokutnog oštećenja samo opločenja dna s pripadnim uzdužnjacima [7],[3] do probabilističkog oštećenja opločenja samo dna ili i pokrova dvodna s pripadnim uzdužnjacima, uzrokovanog stijenom stožastog oblika [8]. Različiti modeli kao varijacija spomenutih, mogu se naći u [14],[25],[8], dok je model stožaste stijene, s

inženjerskog stanovišta prilično stvaran, u [10] i [11] primijenjen te dodatno proširen konceptom indeksa nasukavanja (*GDI*). *GDI* koncept, usvojen u ovom radu, podrazumijeva određivanje smanjenja granične čvrstoće korištenjem nelinearnih regresijskih jednadžbi razvijenih i prikazanih kao funkcija *GDI* indeksa u [11], uz pretpostavku već opisanih parametara oštećenja (Poglavlje 4), kako je opisano u nastavku.

Odnos između širine oštećenja pokrova dvodna i opločenja dna proizlazi iz pretpostavke konične stijene te se može zapisati na sljedeći način:

$$r_2 = r_1 - 2h_{DB} \tan\frac{\Phi}{2} \tag{6.9}$$

gdje su r_2 i r_1 širine oštećenja pokrova dvodna i opločenja dna, h_{DB} visina dvodna, a Φ kut stijene, čija je najmanja vrijednost zadana (15°), a najveća korelirana u odnosu na parametre oštećenja već navedenim izrazom (4.11), jer se u slučaju neovisnosti kuta o parametrima oštećenja mogu dobiti nerealistični slučajevi oštećenja (Slika 6.2).



Slika 6.2 Definicija parametara stožaste stijene. Slučajevi oštećenja samo opločenja dna (desno) te dna i pokrova dvodna (lijevo) [11]

Kako kod nasukavanja osim opločenja dna može biti oštećen i pokrov dvodna, *GDI* indeks se može zapisati na sljedeći način:

$$GDI = \frac{A_{ro}}{A_{oo}} + \propto \frac{A_{ri}}{A_{oi}} \qquad \propto = \frac{\theta_{IB}}{\theta_{OB}} \tag{6.10}$$

gdje se javljaju odnosi površina A_{ri}/A_{oi} i A_{ro}/A_{oo} za unutarnje i vanjske elemente strukture dvodna, oštećene i neoštećene, te korekcijski faktor $\propto$ koji se dobije kao odnos koeficijenata smjera θ_{IB} i θ_{OB} krivulja koje su približno pravci, a predstavljaju utjecaj unutarnjih i vanjskih elemenata strukture dvodna (A_{ri}/A_{oi} i A_{ro}/A_{oo}) na graničnu čvrstoću broda (M_{uD}/M_{u0}) za različite slučajeve oštećenja. Objašnjenje koeficijenata smjera θ_{IB} i θ_{OB} može se naći u [10].

Vrijednosti korekcijskog faktora $\propto$, koje su uzete iz [11] (Tablica 6.2), određene su ALPS/HULL inteligentnom metodom konačnih elemenata (ISFEM).

Tablica 6.2 Vrijednosti θ_{IB}, θ_{OB} i $\propto$ za Aframax i Suezmax tanker u pregibu i progibu [11]

Stanje broda	Aframax			Suezmax		
	θ_{IB}	θ_{OB}	$\propto$	θ_{IB}	θ_{OB}	$\propto$
Pregib	-0,189	-0,253	0,747	-0,155	-0,300	0,5167
Progib	-0,057	-0,174	0,3276	-0,053	-0,173	0,3064

Rezultat opisanog postupka je jedna krivulja zajedničkog utjecaja oštećenih unutarnjih i vanjskih elemenata strukture dvodna na graničnu čvrstoću broda (M_u/M_{uo} – *GDI*), umjesto pojedinačnih krivulja ovisnosti granične čvrstoće o oštećenju unutarnjih odnosno vanjskih elemenata strukture dvodna (M_u/M_{uo} – A_{ri}/A_{oi} i M_u/M_{uo} – A_{ro}/A_{oo}) za različite slučajeve oštećenja. Regresijske jednadžbe s *GDI* indeksom kao glavnim parametrom, izvedene su iz dobivene ovisnosti M_u/M_{uo} – *GDI* za pregib i progib velikih tankera analiziranih u [11] te vrijede, dakle, za Aframax i Suezmax tanker:

Pregib: $$\frac{M_{uD}}{M_{u0}} = -0.0036GDI^2 - 0.3072GDI + 1.0 \tag{6.11}$$

Progib: $$\frac{M_{uD}}{M_{u0}} = -0.1941GDI^2 - 0.1476GDI + 1.0 \tag{6.12}$$

6.2.3. Aframax tanker

6.2.3.1. Sudar

a) Regresijske jednadžbe za oštećenje vanjske oplate

Pregib: $$M_{red}(x) = 0.0000298x^3 - 0.0045967x^2 + 0.2233738x \tag{6.13}$$

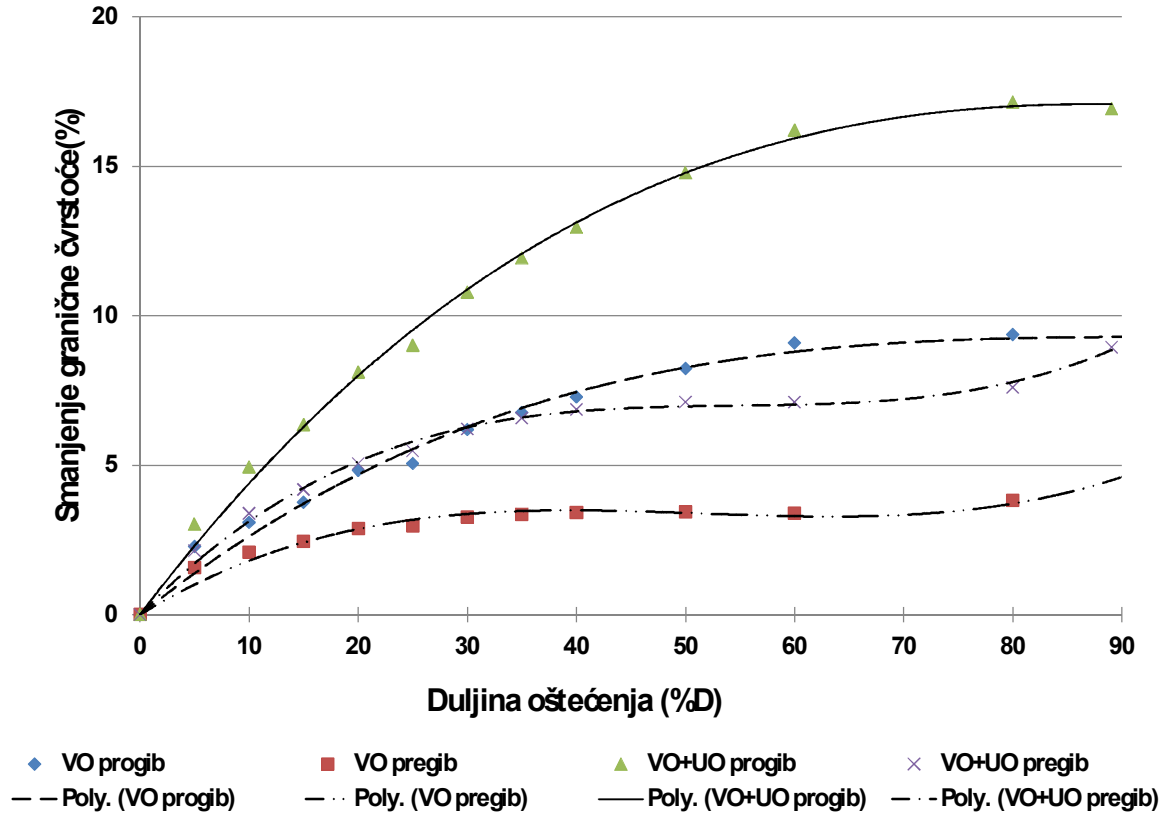
Progib: $$M_{red}(x) = 0.0000107x^3 - 0.0030543x^2 + 0.2912896x \tag{6.14}$$

b) Regresijske jednadžbe za oštećenje vanjske i unutarnje oplate dvoboka

Pregib: $$M_{red}(x) = 0.0000417x^3 - 0.0068157x^2 + 0.3760094x \tag{6.15}$$

Progib: $$M_{red}(x) = 0.0000118x^3 - 0.0042945x^2 + 0.4809863x \tag{6.16}$$

c) Grafički prikaz regresijskih jednadžbi za navedena oštećenja



Slika 6.3 Krivulje smanjenja graničnog momenta za oštećenje samo vanjske oplate (VO) te vanjske i unutarnje oplate (VO+UO) dvoboka Aframax tankera u stanju pregiba i progiba

d) Usporedba rezultata dobivenih predloženim postupkom tj. primjenom izraza (6.6) i izraza (6.13) – (6.16) te direktnog proračuna P-M metodom

Tablica 6.3 Smanjenje graničnog momenta za sudarna oštećenja Aframax tankera između glavne palube i osnovice u %

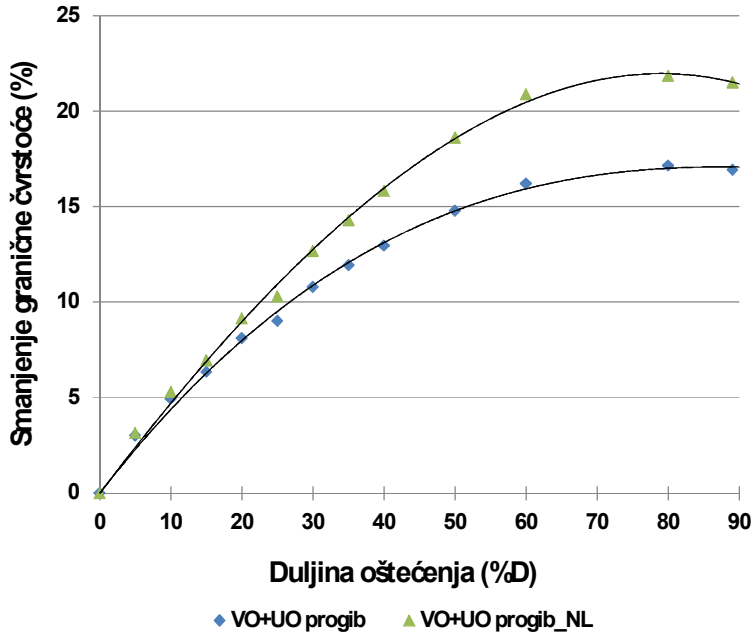
Oštećenje od palube (%*D*)		Duljina oštećenja	Oštećenje vanjske oplate				Oštećenje vanjske i unutarnje oplate			
			M_{red} pregib		M_{red} progib		M_{red} pregib		M_{red} progib	
x (%)	$x+\Delta x$	*L* (%)	Izraz 6.13	Direkt. anal.*	Izraz 6.14	Direkt. anal.*	Izraz 6.15	Direkt. anal.*	Izraz 6.16	Direkt. anal.*
25	75	50	0,29	0,83	3,64	4,33	1,66	1,36	7,37	7,87
40	60	20	0,00	0,00	1,34	1,57	0,23	0,00	2,82	2,92
10	30	20	1,56	0,92	3,66	3,00	3,15	2,02	6,49	5,71
70	90	20	1,26	0,26	0,18	0,27	1,81	0,58	0,43	0,60

* Direktna analiza znači direktnu primjenu modificirane P-M metode za oštećenja opisana u tablici

e) Smanjenje graničnog momenta za oštećenja vanjske i unutarnje oplate, bez i s utjecajem zakretanja NL u progibu

Primjenom izraza (6.8) dobiva se odnos graničnih momenata bez i s utjecajem zakretanja NL. Slijedom navedenog ukupno smanjenje graničnog momenta u slučaju oštećenja vanjske i unutarnje oplate (VO+UO) dvoboka za brod u stanju progiba, može se izraziti sljedećom regresijskom jednadžbom, odnosno krivuljom prikazanoma na Slici 6.4:

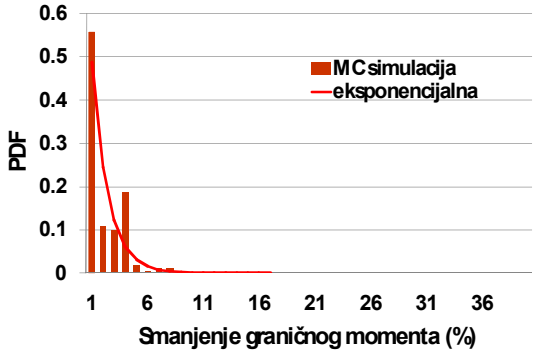
Progib: $M_{red}(x) = -0.0000104x^3 - 0.0018747x^2 + 0.4911926x$ (6.17)



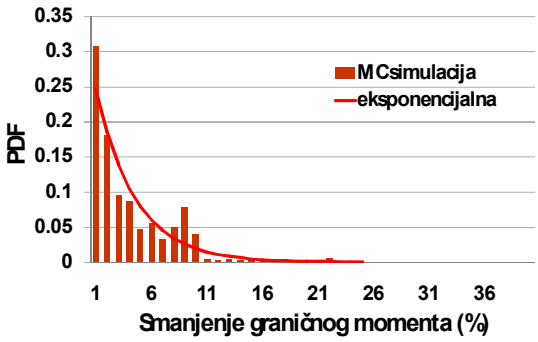
Slika 6.4. Usporedba krivulja gubitka graničnog momenta za Aframax tanker bez i s utjecajem zakretanja NL

f) Raspodjela smanjenja graničnog momenta s prilagođenom funkcijom

Raspodjele smanjenja graničnog momenta M_{red} za brod oštećen sudarom, u stanju pregiba i progiba, dobivene MC simulacijom, mogu se u dobrom približenju prikazati eksponencijalnom funkcijom, kako je prikazano na Slikama 6.5 i 6.6. Srednje vrijednosti raspodjela iznose 1,469 % i 3,587 % za stanje pregiba odnosno progiba. Pritom je u raspodjelu smanjenja graničnog momenta za stanje progiba uključen i utjecaj zakretanja NL.



Slika 6.5 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\bar{x}$ = 1,469 %)



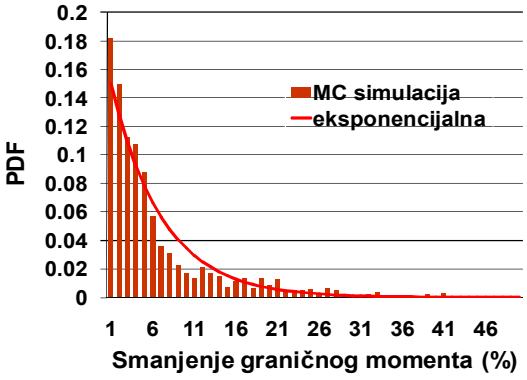
Slika 6.6 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\bar{x}$ = 3,591 %)

6.2.3.2. Nasukavanje

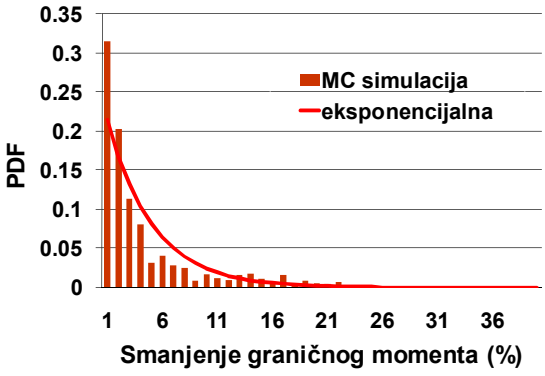
a) Regresijske jednadžbe (6.11) i (6.12) u ovisnosti o parametru *GDI* dane su u Poglavlju 6.2.2.

b) Raspodjela smanjenja graničnog momenta s prilagođenom funkcijom

Raspodjele smanjenjaa graničnog momenta M_{red} za brod oštećen nasukavanjem, u stanju pregiba i progiba, dobivene MC simulacijom, mogu se u dobrom približenju također prikazati eksponencijalnom funkcijom, kako je prikazano na Slikama 6.7 i 6.8. Srednje vrijednosti raspodjela iznose 6,157 % i 4,160 % za stanje pregiba odnosno progiba.



Slika 6.7 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\bar{x}$ = 6,157 %)



Slika 6.8 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\bar{x}$ = 4,160 %)

6.2.4. Suezmax tanker

6.2.4.1. Sudar

a) Regresijske jednadžbe za oštećenje vanjske oplate

Pregib: $M_{red}(x) = 0.0000434x^3 - 0.0065463x^2 + 0.3110682x$ (6.18)

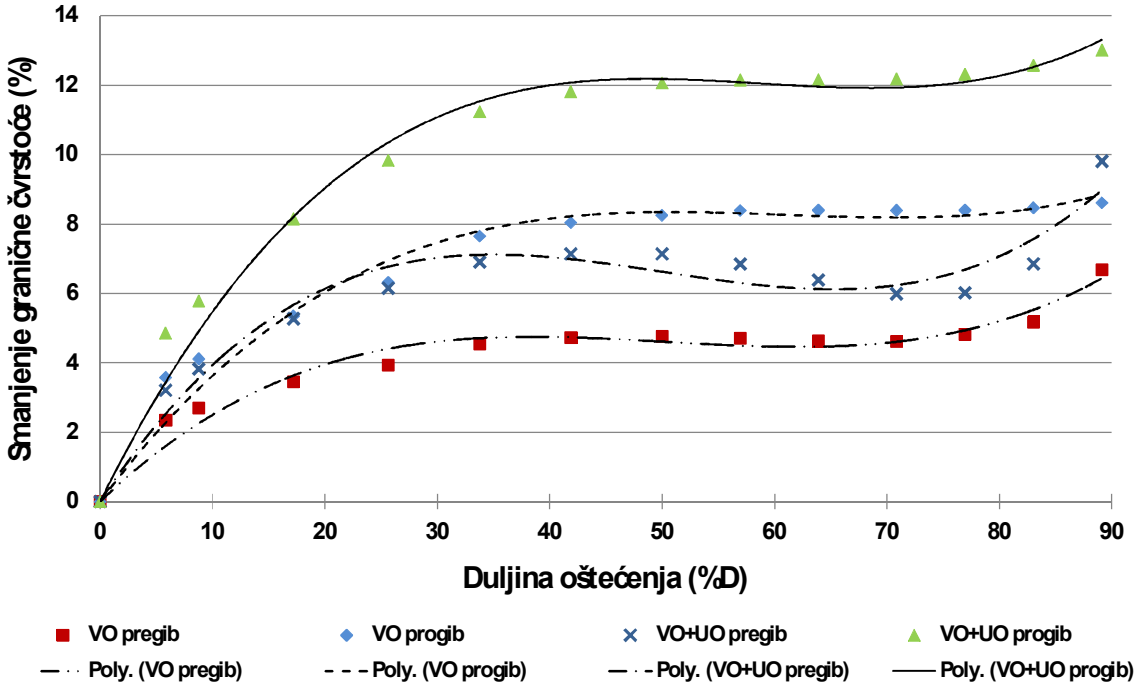
Progib: $M_{red}(x) = 0.0000401x^3 - 0.0073017x^2 + 0.4318364x$ (6.19)

b) Regresijske jednadžbe za oštećenje vanjske i unutarnje oplate dvoboka

Pregib: $M_{red}(x) = 0.0000723x^3 - 0.0108692x^2 + 0.4951798x$ (6.20)

Progib: $M_{red}(x) = 0.0000655x^3 - 0.0115284x^2 + 0.6561407x$ (6.21)

c) Grafički prikaz regresijskih jednadžbi za navedena oštećenja



Slika 6.9 Krivulje smanjenja graničnog momenta za oštećenje samo vanjske (VO) te vanjske i unutarnje oplate (VO+UO) dvoboka Suezmax tankera u stanju pregiba i progiba

d) Usporedba rezultata dobivenih predloženim postupkom tj. primjenom izraza (6.6) i izraza (6.18) – (6.21) te direktnog proračuna modeliranjem oštećenja u programu MARS

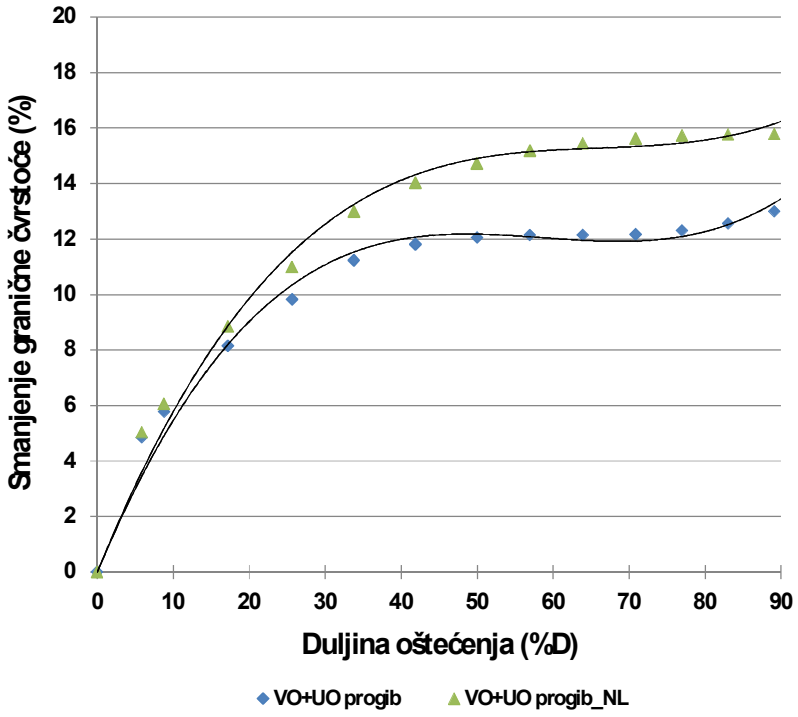
Tablica 6.4 Smanjenje graničnog momenta za sudarna oštećenja Suezmax tankera između glavne palube i osnovice u %

Oštećenje od palube (%D)		Duljina oštećenja	Oštećenje vanjske oplate				Oštećenje vanjske i unutarnje oplate			
			M_{red} pregib		M_{red} progib		M_{red} pregib		M_{red} progib	
x (%)	$x+\Delta x$	L (%)	Izraz 6.18	MARS	Izraz 6.19	MARS	Izraz 6.20	MARS	Izraz 6.21	MARS
25	75	50	0,45	1,31	1,37	2,42	0,00	1,94	1,77	3,33
40	60	20	0,00	0,17	0,13	0,62	0,00	0,35	0,02	0,98
10	30	20	2,11	1,63	3,84	3,20	3,09	2,83	5,60	5,12
70	90	20	2,03	0,77	0,75	0,00	3,03	1,79	1,52	0,00

e) Usporedba rezultata bez i s utjecajem zakretanja NL u progibu

Na isti način kao i za Aframax, dobivena je regresijska jednadžba (6.22), kojom se može odrediti ukupno smanjenje u slučaju oštećenja vanjske i unutarnje oplate (VO+UO) dvoboka za Suezmax tanker u stanju progiba. Usporedba smanjenja graničnog momenta bez i s utjecajem zakretanja NL prikazana je na Slici 6.10.

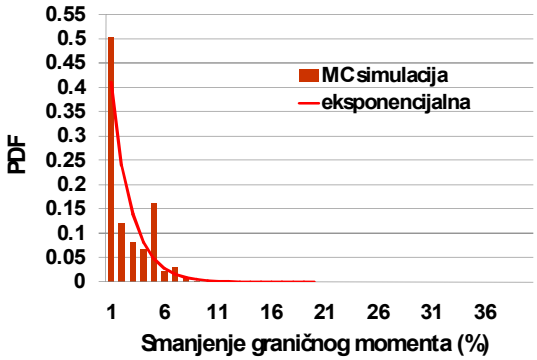
Progib: $M_{red}(x) = 0.0000509x^3 - 0.0100744x^2 + 0.6745587x$ (6.22)



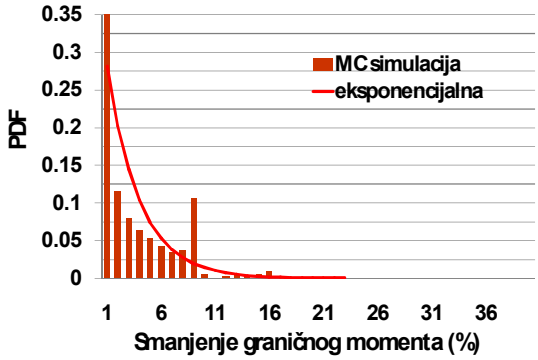
Slika 6.10. Usporedba krivulja smanjenja graničnog momenta za Suezmax tanker bez i s utjecajem zakretanja NL

f) Raspodjela smanjenja graničnog momenta s prilagođenom funkcijom

Raspodjele smanjenja graničnog momenta M_{red} za brod oštećen sudarom, u stanju pregiba i progiba, dobivene MC simulacijom, mogu se u dobrom približenju prikazati eksponencijalnom funkcijom, kako je prikazano na Slikama 6.11 i 6.12. Srednje vrijednosti raspodjela iznose 1,877 % i 3,127 % za stanje pregiba odnosno progiba. Kao i kod Aframaxa u raspodjelu smanjenja graničnog momenta za stanje progiba uključen je i utjecaj zakretanja NL.



Slika 6.11 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\bar{x}$ = 1,877 %)



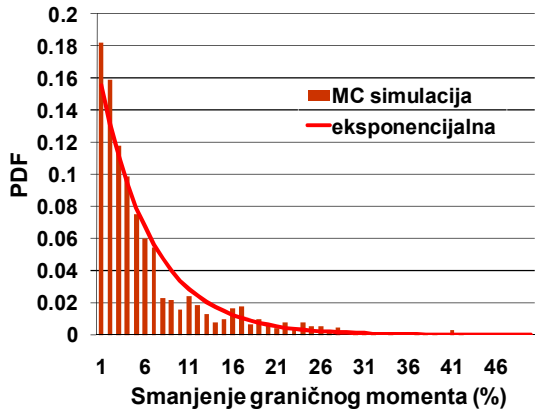
Slika 6.12 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za sudar ($\bar{x}$ = 3,127 %)

6.2.4.2. Nasukavanje

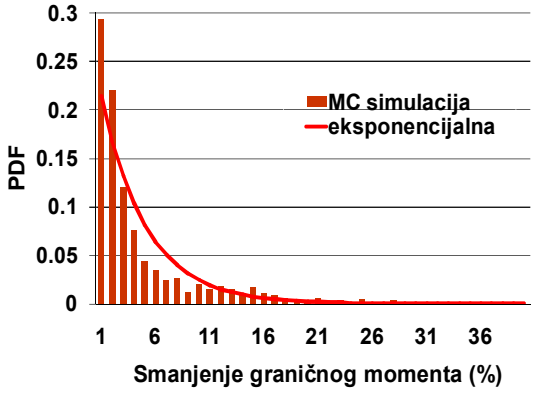
a) Regresijske jednadžbe u ovisnosti o parametru *GDI* dane su u Poglavlju 6.2.2.

b) Raspodjela smanjenja graničnog momenta s prilagođenom funkcijom

Raspodjele smanjenja graničnog momenta M_{red} za brod oštećen nasukavanjem, u stanju pregiba i progiba, dobivene MC simulacijom, mogu se u dobrom približenju također prikazati eksponencijalnom funkcijom, kako je prikazano na Slikama 6.13 i 6.14. Srednje vrijednosti raspodjela iznose 5,939 % i 4,169 % za stanje pregiba odnosno progiba.



Slika 6.13 Histogram smanjenja graničnog momenta u pregibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\overline{x}$ = 5,939 %)



Slika 6.14 Histogram smanjenja graničnog momenta u progibu s prilagođenom funkcijom za nasukavanje ($\overline{x}$ = 4,169 %)

6.3. Neizvjesnosti u određivanju graničnog momenta savijanja

Sve neizvjesnosti koje postoje u predviđanju granične čvrstoće sadržane su u slučajnoj varijabli χ_u, koja uzima u obzir neizvjesnost materijala (granica razvlačenja) i neizvjesnost metode za određivanje granične čvrstoće. Slučajna varijabla χ_u je raspodijeljena kao log-normalna srednje vrijednosti 1,1 i koeficijenta varijacije 0,12 [47].

7. Probabilistički pristup u određivanju opterećenja na trup oštećenoga broda

Brodski trup tijekom plovidbe mora podnijeti različita, u pravilu istovremena opterećenja, kao što su savijanje u vertikalnoj i horizontalnoj ravnini, smik, torzija, udarna opterećenja od valova, statička opterećenja od tereta, zapljuskivanje itd, koja su uvjetovana trenutnim stanjem krcanja broda i stanjem mora. Čvrstoća broda je svojstvo brodskog trupa da tijekom svog životnog vijeka preuzme i podnese sva globalna i lokalna, statička i dinamička opterećenja, proizašla iz svih u naravi neizvjesnih okolišnih uvjeta te određenih predvidivih i nepredvidivih situacija kao što su dokovanje, sudar i nasukavanje. Kao što je već spomenuto, jedan od osnovnih vidova čvrstoće brodskog trupa je sposobnost da se odupre savijanju u vertikalnoj ravnini od ukupnog opterećenja, a da pritom ne doživi oštećenje.

S gledišta globalne čvrstoće brodskog trupa, najznačajnije od svih opterećenja je, dakle, opterećenje momentom savijanja u vertikalnoj ravnini, koje nastaje uslijed plutanja broda u mirnoj vodi te kod plovidbe broda na valovima. Stoga se granična čvrstoća brodske konstrukcije smatra jednim od četiri granična stanja definirana za čelične kontrukcije, tzv. Ultimate Limit State (ULS). Provjera dostatnosti granične čvrstoće svodi se dakle, prema jednadžbi graničnog stanja, na usporedbu granične čvrstoće (Poglavlje 6) s opterećenjem na mirnoj vodi i valovima. U teoretskom smislu, moment savijanja na mirnoj vodi rezultat je dvostruke integracije razlika između opterećenja od uzgona i težine po duljini broda, dok se značajniji, dinamički efekt promjene raspodjele uzgona uslijed plovidbe broda na valovima, uzima u obzir u vidu dodatnih poprečnih sila i momenata savijanja.

7.1. Probabilistički model momenta savijanja na mirnoj vodi za neoštećeni brod

Iako je opterećenje na mirnoj vodi u naravi nepromjenjivo, tijekom duljeg vremena eksploatacije broda ono se mijenja te se može smatrati slučajnom varijablom, za koju je potrebno odrediti ekstremnu vrijednost. Istraživanja su pokazala da se raspodjela momenta savijanja na mirnoj vodi za slučajno odabrano razdoblje u dobrom približenju može opisati normalnom raspodjelom. Parametre raspodjele moguće je pronaći u dostupnoj literaturi, odrediti prema podacima iz Knjige trima i stabiliteta ili upotrebom brodskog računala na osnovi stvarnih stanja krcanja na brodu. U ovom radu je usvojen postupak predložen u [50], po kojemu su za neoštećeni brod parametri raspodjele određeni prema podacima iz Knjige

trima i stabiliteta. Srednje vrijednosti μ_{sw} i standardne devijacije σ_{sw} momenta savijanja na mirnoj vodi određene su za jedno elementarno stanje krcanja tj. stanje krcanja na punom gazu (full load tj.FL), odvojeno za stanje odlaska i dolaska. Parametri konačne normalne raspodjele dobiju se potom kao aritmetičke sredine vrijednosti dobivenih za stanje odlaska i dolaska.

Ako su poznate srednja vrijednost μ_{sw} i standardna devijacija σ_{sw} normalne raspodjele momenta savijanja na mirnoj vodi za jedno putovanje, raspodjelu ekstremnih vrijednosti normalno raspodijeljene varijable (μ_{sw}, σ_{sw}) za određeno razdoblje T_C, moguće je aproksimirati Gumbelovom raspodjelom, korištenjem sljedećih izraza:

$$x_e^* = F_{sw}^{-1}\left(1 - \frac{1}{n_{sw}}\right) \qquad \alpha = \frac{1 - F_{sw}}{f_{sw}} \tag{7.1}$$

gdje je n_{sw} srednja vrijednost broja putovanja broda na punom gazu u određenom razdoblju T_C (1 godina), F_{sw}, F_{sw}^{-1} kumulativna funkcija distribucije i njena inverzna funkcija, dok je f_{sw} funkcija gustoće vjerojatnosti normalno raspodijeljene varijable s parametrima μ_{sw} and σ_{sw}. Ustanovljeno je da tanker tijekom svog radnog vijeka 35 % vremena provede u stanju krcanja na punom gazu, koje je jedno od tri elementarna stanja krcanja broda te da jedno putovanje traje 23,5 dana. S obzirom na navedeni operativni podatak, tanker će tijekom referentog razdoblja od 1 godine, biti 5,4 puta u stanju krcanja na punom gazu. Srednja vrijednost μ_e i standardna devijacija σ_e Gumbelove raspodjele dane su onda sljedećim izrazima:

$$\mu_e = x_e^* + \alpha \times 0.5772 \qquad \sigma_e = \frac{\pi}{\sqrt{6}}\alpha \tag{7.2}$$

Parametri raspodjela vertikalnog momenta savijanja na mirnoj vodi za jedno putovanje i razdoblje od jedne godine neoštećenih Aframax [47] i Suezmax [51] tankera, određeni prema navedenom postupku, prikazani su u Tablici 7.1.

Tablica 7.1 Parametri raspodjele momenta savijanja na mirnoj vodi (MNm) (negativan predznak znači progib)

Razdoblje	Aframax		Suezmax	
	μ_{sw}	σ_{sw}	μ_{sw}	σ_{sw}
Jedno putovanje (Gauss)	-1229	456	-1968	569
Jedna godina (Gumbel)	-1819	405	-2706	506

7.2. Faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi za oštećeni brod

Veoma važna posljedica nekih pomorskih nesreća, kod kojih dolazi do probijanja barem vanjske oplate, je i gubitak svojstva vodonepropusnosti, kojeg brod ima u neoštećenom stanju. Prodrla voda predstavlja dodatno opterećenje na oslabljeni trup oštećenog broda, koje se može izraziti kao dodatni moment savijanja na mirnoj vodi. Količina i raspodjela prodrle vode ovisi o više čimbenika: vrsti i položaju oštećenja, broju oštećenih tankova, stanju krcanja broda, itd. Uveden je stoga faktor promjene momenta savijanja nakon oštećenja K_{US} [23], koji predstavlja relativnu promjenu momenta savijanja neoštećenog broda za stanje nakrcanosti neposredno prije oštećenja te se može izraziti na sljedeći način:

$$K_{US} = \frac{M_{sD}}{M_{sINT}} \tag{7.3}$$

gdje su M_{sINT} i M_{sD} najveći momenti savijanja na mirnoj vodi za stanje prije i poslije oštećenja. Pregledom dostupne literature o istraživanjima opterećenja na trup oštećenog broda, uočeno je da kod tankera na punom gazu dolazi do većeg porasta momenta savijanja na mirnoj vodi u slučaju oštećenja samo vanjske oplate u odnosu na oštećenje kod kojeg dolazi do probijanja stijenki teretnih tankova. Moguće objašnjenje je istovremeni prodor vode i istjecanje tereta, što kod tereta relativno velike gustoće dovodi do manjeg porasta momenta savijanja nego u slučaju oštećenja samo vanjske oplate i prodora vode u balastni prostor. Deterministčke vrijednosti ili intervali vrijednosti faktora K_{US}, određeni u dostupnim istraživanjima, odnose se, dakle, na izvjestan broj različitih i nepredvidivih scenarija oštećenja kod kojih dolazi do manje ili veće promjene momenta savijanja. Također, u [3] je promjena momenta savijanja na mirnoj vodi, u slučaju naplavljivanja jednog teretnog prostora u sredini broda, definirano kao deterministička veličina iznosa 50 % najveće vrijednosti momenta od svih stanja plovidbe u progibu za neoštećeni brod.

Nasuprot determinističkoj definiciji, u ovom se radu naplava kao mogući ishod nakon slučajnog oštećenja brodskog trupa također smatra slučajnim događajem te se faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi modelira kao slučajna varijabla, za obje vrste oštećenja, sudar i nasukavanje. Generirano je 1000 slučajnih scenarija oštećenja, koji su opisani parametrima oštećenja definiranim izrazima (4.1) – (4.10) te grupirani u razrede prema broju oštećenih tankova i njihovom položaju po duljini broda. Na taj je način dobivena učestalost odnosno vjerojatnost oštećenja određenog broja susjednih tankova (od 1 do 4 tanka za sudar te od 1 do 5 ili više tankova za nasukavanje) u nizu po duljini broda, a da pritom nije definirano je li oštećenje izazvalo prodor vode samo u balastne ili i u teretne tankove. Stoga je

bilo potrebno spomenutu vjerojatnost pomnožiti s vjerojatnošću oštećenja samo vanjske te vanjske i unutarnje oplate dvoboka ili dvodna za slučaj sudara ili nasukavanja. Vjerojatnost oštećenja samo vanjskog opločenja boka ili dna, određena je prema [8], dok je vjerojatnost oštećenja cijelog dvoboka ili dvodna određena iz uvjeta suprotnih događaja. Za Aframax tanker su tako dobivene vjerojatnosti oštećenja samo vanjskog opločenja te vanjskog i unutarnjeg opločenja dvoboka i iznose 0,743 i 0,257, dok vjerojatnosti za dvodno u istom redoslijedu iznose 0,790 i 0,210. Vrijednosti dobivene za oštećenje dvoboka Suezmax tankera istim redoslijedom iznose 0,737 i 0,263, dok su za oštećenje dvodna dobivene iste vrijednosti kao i za Aframax tanker i iznose 0,790 i 0,210.

Svi slučajevi sudarnih oštećenja su, naravno, nesimetrični, dok je za oštećenja uslijed nasukavanja uvedena pretpostavka o simetričnom oštećenju, premda u stvarnosti to i nije slučaj. U sljedećem koraku su korištenjem komercijalnog računalnog programa provedeni opsežni hidrostatički te proračuni uzdužne čvrstoće naplavljenih stanja za Aframax i Suezmax tankere u neoštećenom stanju, nakrcane teretom gustoće oko 0,89 t/m^3 na puni gaz. Analizirano je ukupno 54 slučaja oštećenja za sudar te 60 za nasukavanje, kako za Aframax tako i za Suezmax tanker (Prilog A). Veći broj slučajeva oštećenja za nasukavanje pojavio se upravo zbog scenarija oštećenja s 5 ili više tankova u nizu po duljini broda, na koja otpada čak 10 % vjerojatnosti, dok je za ista oštećenjakod sudara taj postotak zanemariv. Suma vjerojatnosti pojavljivanja svih slučajeva oštećenja mora biti jednak jedan, kako za sudar tako i za nasukavanje. Slučajevi oštećenja čija stanja nisu zadovoljila uvjete plovnosti i stabilnosti isključena su iz daljnjeg razmatranja tako da kod Aframax tankera ukupan broj prihvatljivih stanja iznosi 54 i 59 za sudar i nasukavanje, dok se kod Suezmax tankera taj broj sveo na 52 odnosno 51 slučaj oštećenja za iste vrste oštećenja.

Za svaki slučaj oštećenja, koji je zadovoljio zadane uvjete, određen je faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi K_{US}, pri čemu najveća vrijednost momenta savijanja na mirnoj vodi za ovdje razmatrano stanje krcanja iznosi -1570 MNm za Aframax, odnosno -2200 MNm za Suezmax tanker. Grupiranjem faktora K_{US} u vrijednosne razrede širine 0,2, dobivena je raspodjela vjerojatnosti faktora tj. histogram unutar intervala krajnjih vrijednosti. Množenjem faktora K_{US} s vjerojatnošću oštećenja u uzdužnom i poprečnom ili vertikalnom smislu za sudar ili nasukavanje, određene su srednja vrijednost i standardna devijacija raspodjele, koje su uzete za parametre normalne funkcije prilagođene histogramu. Kako se najveća vrijednost momenta savijanja za svako pojedinačno stanje može, ali i ne mora pojaviti u području oštećenja, raspodjele faktora K_{US} odvojeno su prikazane za cijeli brod tj. neoštećeni presjek i područje oštećenja. Histogrami s prilagođenim normalnim raspodjelama,

koje su opisane pripadnim parametrima tj. srednjom vrijednošću i standardnom devijacijom, prikazani su na Slikama 7.1 – 7.4 i 7.5 – 7.8 te u Tablici 7.2 prema [52] i [53] za Aframax i Suezmax tanker navedenim redoslijedom.

Tablica 7.2 Parametri normalne raspodjele faktora K_{US} za oštećeni Aframax i Suezmax tanker

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	Aframax		Suezmax	
	μ	σ	μ	σ
sudar/neoštećen	0,88	0,45	0,88	0,53
sudar/oštećen	0,76	0,55	0,82	0,57
nasukavanje/neoštećen	0,60	0,86	0,46	0,99
nasukavanje/oštećen	0,58	0,85	0,53	0,90

Usporedbom vrijednosti iz Tablice 7.2 može se zaključiti da se statističke karakteristike normalnih raspodjela momenta savijanja Aframax i Suezmax tankera uglavnom podudaraju. Veća se razlika javlja jedino za oštećenja od nasukavanja za područje cijelog broda te je za Suezmax tanker srednja vrijednost manja, a standardna devijacija veća od vrijednosti za Aframax tanker. Spomenute razlike moguće je objasniti istim brojem tankova u teretnom području te značajno većim dimenzijama, naročito duljinom, Suezmax tankera u odnosu na Aframax tanker. Zbog 30 m razlike u duljini tj. 40 % – 50 % većih teretnih te 30 % – 40 % većih balastnih tankova Suezmax tankera, utjecaj težina u sredini ili na krajevima broda odražava se kao povećanje momenta savijanja u progibu ili pregibu u odnosu na ista stanja za Aframax tanker. U slučaju spomenute raspodjele momenta savijanja kod nasukavanja prevladao je utjecaj povećanih vrijednosti momenta u pregibu zbog kojeg dolazi do smanjenja srednje vrijednosti raspodjele u odnosu na Aframax tanker.

Iz Slika 7.1 – 7.8 može se zaključiti da se kod najozbiljnijih slučajeva oštećenja najveći moment savijanja pojavljuje upravo u području oštećenja, kod sudara i nasukavanja. Također je, moguće, korištenjem podataka iz histograma, odrediti vjerojatnost premašivanja određene, izabrane vrijednosti momenta savijanja. Ako se za ciljanu vrijednost izabere moment savijanja za neoštećeno stanje, vjerojatnost premašivanja dobije se zbrajanjem vjerojatnosti pojavljivanja oštećenja čiji je faktor K_{US} manji ili jednak jedan. Vjerojatnosti premašivanja momenta savijanja za neoštećeno stanje kod Aframax tankera iznose 50 % i 46 % za sudar te po 31 % za nasukavanje i to redom za cijeli brod odnosno oštećeno područje, dok kod Suezmaxa te vrijednosti iznose 45 % i 44 % te po 45 % istim redoslijedom. Istim postupkom može se odrediti i vjerojatnost premašivanja od klasifikacijskog društva propisanog dozvoljenog momenta savijanja u progibu, koji, za Aframax tanker, iznosi oko -2000 MNm, a

za Suezmax tanker -3600 MNm. U slučaju Aframaxa vjerojatnost premašivanja dozvoljenog momenta savijanja dobije se zbrajanjem svih vjerojatnosti za K_{US} manji ili jednak 1,29, dok gornja vrijednost K_{US} za Suezmax tanker iznosi 1,64. Dobivene su tako iste vjerojatnosti za sudar i nasukavanje Aframax tankera i iznose po 24 %, kako za cijeli brod tako i za oštećeno područje, dok je za Suezmax tanker odnos vjerojatnosti za sudar i nasukavanje skoro 1 : 3 odnosno dobivene vrijednosti iznose po 11 % i 32 %, kako za cijeli brod tako i za oštećeno područje. Tri puta veća vjerojatnost premašivanja kod nasukavanja može se objasniti znatno većim vrijednostima faktora K_{US} za oštećenja u usporedbi s vrijednostima za sudar.

Ako se kao mjera ozbiljnosti određenog oštećenja uzme veličina faktora K_{US} ili vjerojatnost njegova pojavljivanja, razumno je, u svrhu analize, između svih slučajeva oštećenja izabrati najznačajnija. Tako je kod Aframax tankera izabrano 10 i 12 slučajeva oštećenja za sudar i nasukavanje, dok kod Suezmaxa broj izabranih slučajeva oštećenja iznosi 10 za sudar te 10 za nasukavanje (Tablice 7.3 – 7.6). Vidljivo je da je u svim navedenim slučajevima oštećena samo vanjska oplata boka, a posljedično su naplavljeni jedan ili više balastnih tankova, što odgovara u dostupnoj literaturi već opisanim kritičnim slučajevima oštećenja.

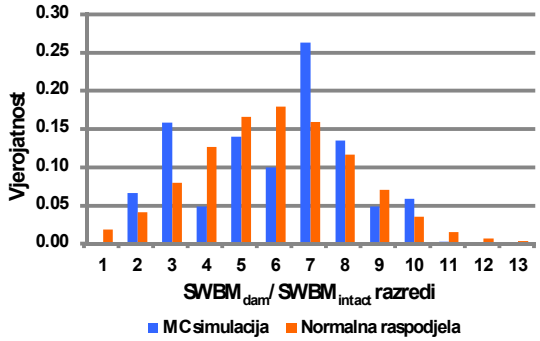
7.2.1. Aframax tanker

Svi slučajevi oštećenja, odvojeno za sudar i nasukavanje, grupirani su u razrede širine 0,2, u ovisnosti o vrijednosti faktora K_{US}. Raspon vrijednosti K_{US} za sudarna oštećenja iznosi od -0,1 do 2,3 s 13 razreda, dok je za oštećenja uslijed nasukavanja raspon nešto veći, od -0,9 do 2,3 s ukupno 18 razreda.

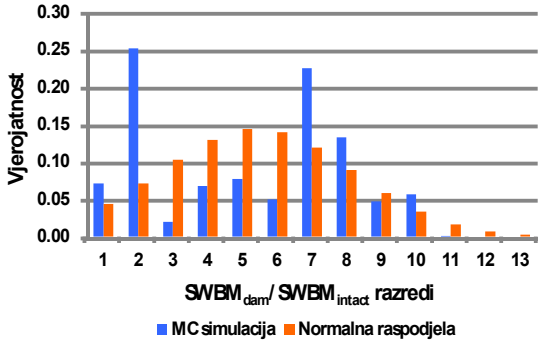
7.2.1.1. Sudar

Tablica 7.3 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod sudara

Br. ošteć.	Ošt. tankovi	Vjerojatnost (%)	$SWBM_d/SWBM_i$ (cijeli brod)	$SWBM_d/SWBM_i$ (ošt. područje)
4	WBT 3S	4,75	1,16	1,16
5	WBT 4S	3,64	1,35	1,35
6	WBT 5S	4,75	1,30	1,30
11	WBT 2-3S	5,42	1,10	1,10
12	WBT 3-4S	3,94	1,52	1,52
13	WBT 4-5S	3,27	1,62	1,62
14	WBT 5-6S	4,83	1,37	1,37
19	WBT 3-5S	1,41	1,77	1,77
20	WBT 4-6S	0,97	1,66	1,66
25	WBT 3-6S	0,70	1,80	1,80



Slika 7.1 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod (μ=0,88; σ=0,45)

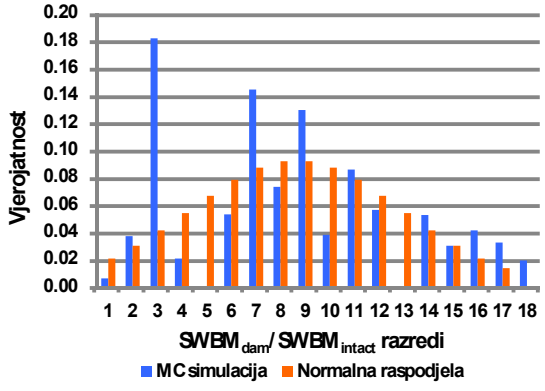


Slika 7.2 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (μ=0,76; σ=0,55)

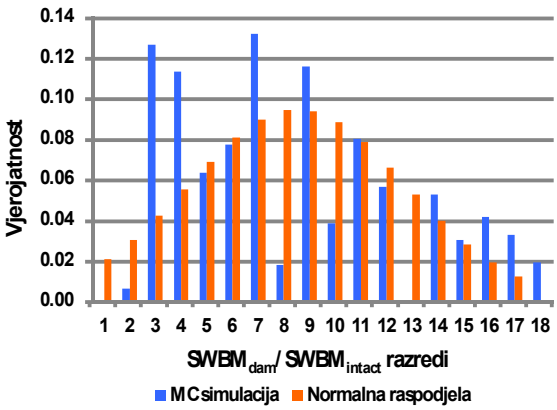
7.2.1.2. Nasukavanje

Tablica 7.4 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod nasukavanja

Br. ošteć.	Ošt. tankovi	Vjerojatnost (%)	$SWBM_d/SWBM_i$ (cijeli brod)	$SWBM_d/SWBM_i$ (ošt. područje)
5	WBT 4P&S	1,74	1,69	1,69
10	WBT 1-2P&S	7,75	0,31	0,23
11	WBT 2-3P&S	3,40	1,32	1,32
12	WBT 3-4P&S	4,11	2,04	2,04
13	WBT 4-5P&S	1,74	2,20	2,20
14	WBT 5-6P&S	1,58	1,76	1,76
16	WBT 1-2P&S, FP	8,93	-0,52	-0,40
18	WBT 2-4P&S	3,00	1,91	1,91
19	WBT 3-5P&S	1,66	2,46	2,46
22	WBT 1-3P&S, FP	5,30	0,12	-0,08
25	WBT 3-6P&S	0,24	2,50	2,50
55	WBT 1-4P&S, FP	4,98	0,63	0,63



Slika 7.3 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod(μ=0,60; σ=0,86)



Slika 7.4 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (μ=0,58; σ=0,85)

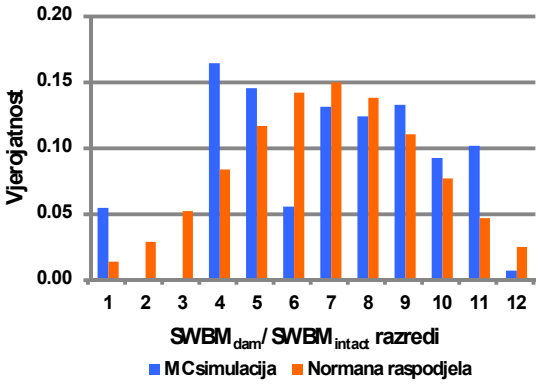
7.2.2. Suezmax tanker

Za Suezmax tanker su također svi slučajevi oštećenja grupirani u K_{US} razrede širine 0,2, posebno za sudar i nasukavanje. Raspon vrijednosti K_{US} za sudarna oštećenja iznosi od -0,3 do 1,9 s 12 razreda, dok je za oštećenja uslijed nasukavanja raspon bio nešto veći, od -0,9 do 2,7 s 19 razreda za cijelo područje broda, odnosno od -0,7 do 2,7 .s 18 razreda za oštećeno područje.

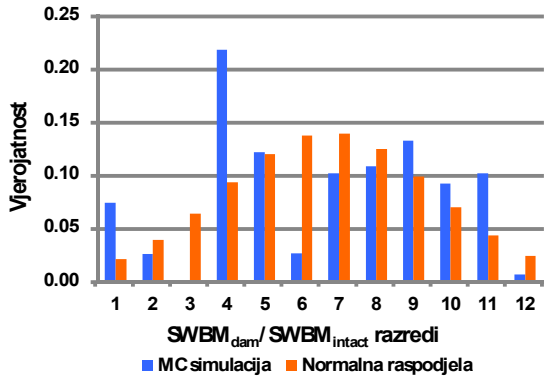
7.2.2.1. Sudar

Tablica 7.5 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod sudara

Br. ošteć.	Ošt. tankovi	Vjerojatnost (%)	$SWBM_d/SWBM_i$ (cijeli brod)	$SWBM_d/SWBM_i$ (ošt. područje)
4	WBT 3S	4,12	1,25	1,25
5	WBT 4S	4,42	1,43	1,43
6	WBT 5S	4,42	1,35	1,35
11	WBT 2-3S	3,90	1,20	1,20
12	WBT 3-4S	4,05	1,66	1,66
13	WBT 4-5S	5,16	1,75	1,75
14	WBT 5-6S	4,05	1,42	1,42
19	WBT 3-5S	0,52	1,94	1,94
20	WBT 4-6S	0,88	1,78	1,78
25	WBT 3-6S	0,07	1,95	1,95



Slika 7.5 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod (μ=0,88; σ=0,53)

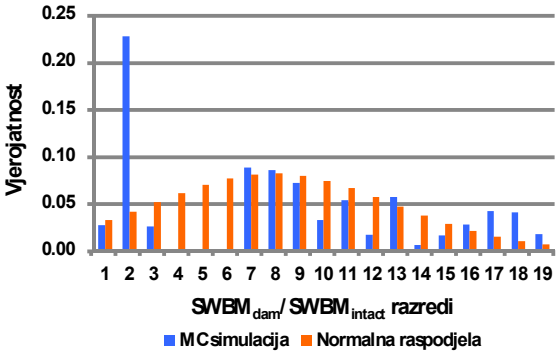


Slika 7.6 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje (μ=0,82; σ=0,57)

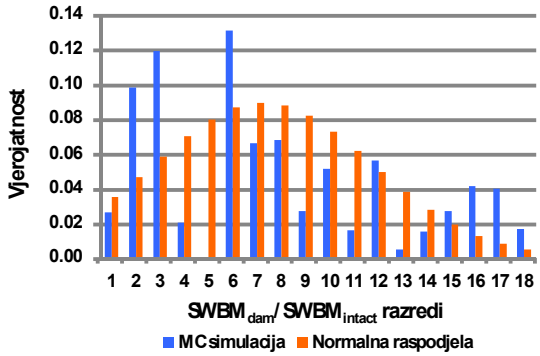
7.2.2.2. Nasukavanje

Tablica 7.6 Vjerojatnost i relativni SWBM za slučajeve oštećenja kod nasukavanja

Br. ošteć.	Ošt. tankovi	Vjerojatnost (%)	$SWBM_d/SWBM_i$ (cijeli brod)	$SWBM_d/SWBM_i$ (ošt. područje)
5	WBT 4P&S	0,47	1,83	1,83
10	WBT 1-2P&S	5,76	0,37	0,37
11	WBT 2-3P&S	4,11	1,49	1,49
12	WBT 3-4P&S	4,11	2,27	2,27
13	WBT 4-5P&S	1,34	2,42	2,42
14	WBT 5-6P&S	1,03	1,85	1,85
16	WBT 1-2P&S, FP	9,79	-0,74	-0,55
18	WBT 2-4P&S	2,68	2,12	2,12
19	WBT 3-5P&S	1,42	2,75	2,75
25	WBT 3-6P&S	0,24	2,72	2,72



Slika 7.7 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za cijeli brod ((μ=0,46; σ=0,99)



Slika 7.8 Histogram i normalna raspodjela faktora K_{US} za oštećeno područje(μ=0,53; σ=0,90)

7.3. Opterećenje na trup oštećenog broda na valovima

7.3.1. Spektar energije za kratkoročno stanje mora

Glavni izvor opterećenja na brod u moru su slučajni valni procesi, koje je teško opisati matematički, ali je moguće provesti detaljnu analizu uz određene uvjete i obradu digitalnih zapisa valnih visina. Uz pretpostavku napredovanja vala samo u jednom smjeru, valovita površina mora može se prikazati kao linearni sustav beskonačnog broja harmonijskih valova međusobno pomaknutih za slučajni fazni pomak. Nadalje, ako slučajni proces u kratkom vremenskom periodu od otprilike 20 – 30 minuta zadovoljava uvjete stacionarnosti i homogenosti, što su nužni preduvjeti da bi se mogao smatrati ergodičkim, može se nadalje obrađivati statističkim metodama. Glavna veza između spektralne i statističke analize je

činjenica da je nulti moment spektra valova jednak varijanci procesa. Obzirom na ove uvjete, statističke karakteristike i auto-korelacijska funkcija cijelog slučajnog procesa mogu se dobiti na osnovi jednog uzorka zabilježenih valnih visina, koji bi, za zadano vrijeme, trebao biti veličine barem 100 pari brijegova i dolova. Primjenom Fourierove transformacije na auto-korelacijsku funkciju može se odrediti energija vala iz spektra gustoće energije valova [44],[54], čije je poznavanje osnova za određivanje opterećenja na brodove i odobalne konstrukcije na nepravilnom valovlju.

Postoji nekoliko spektara valova za djelomično i potpuno razvijeno more, koji se u praksi koriste [54]. Spektar valova kojeg su ISSC i ITTC (International Towing Tank Conference) preporučili za projektiranje brodske strukture je dvoparametarski Pierson-Moskowitz (P-M) spektar definiran sljedećim izrazom:

$$S_\eta(\omega) = \frac{H_S^2 \cdot T_Z}{8\pi^2} \cdot \left(\frac{\omega \cdot T_Z}{2\pi} \right)^{-5} \cdot e^{-\frac{1}{\pi}\left(\frac{\omega \cdot T_Z}{2\pi}\right)^{-4}} \tag{7.4}$$

Drugi poznati spektar je JONSWAP spektar (Joint North Sea Wave Project, 1968), određen za vjetrom razvijeno more ograničenog privjetrišta, kojeg je izvorno predložio Hasselmann i dr. [55]. JONSWAP spektar se zasniva na opsežnim mjerenjima da bi se dobio strmiji spektar s istom energijom kao P-M spektar.

Osim navedenih važnih spektara s jednim tjemenom, postoji mnogo spektara s dva tjemena, dobivenih također mjerenjima, što se događa kada se kombiniraju valovi „mrtvog“ i „živog“ mora. Na osnovi baze podataka za 1000 izmjerenih spektara za Sjeverni Atlantik te 6000 za Sjeverno more, u [56] je pokazano da se spektri s dvostrukim tjemenom prosječno javljaju u 20 % slučajeva Tako je na osnovi dva JONSWAP tipa spektra, u [56] razvijen izraz za spektar s dvostrukim tjemenom, koji se može svesti na JONSWAP ili P-M spektar s jednim tjemenom.

Svi navedeni spektri u osnovi su teoretski, a opisuju prosječni oblik spektra koji se očekuje za stanje mora opisano karakterističnom visinom i periodom vala. Ipak, značajna je neizvjesnost povezana s određivanjem oblika pojedinog spektra zbog velike promjenjivosti procesa nastajanja vjetrovnih valova te načina procjene spektra iz snimljenih valnih visina. Proučavanje različitih izvora neizvjesnosti povezanih s definicijom spektra, otkrilo je da su dugoročna predviđanja valnih opterećenja neosjetljiva na promjene ordinate spektra [57]. Pokazalo se da su odstupanja u slučaju P-M spektra zanemariva u većini slučajeva, osim za duge brodove u niskom i umjerenom moru, kod kojih se spektri s dva tjemena pojavljuju češće. Stoga, spektri s dva tjemena mogu biti značajni za stanja mora koja su važnija u analizi

zamorne izdržljivosti nego za predviđanje ekstremnih opterećenja. Slijedom navedenog, u ovom se radu za dugoročnu prognozu valnog opterećenja koristi spektar s jednim tjemenom, i to najupotrebljavaniji P-M spektar.

Svi navedeni spektri gustoće energije odnose se na valove koji, po navedenoj pretpostavci, napreduju samo u jednom smjeru, tzv. dugobregovite valove. Kako se valovi u stvarnosti šire u svim smjerovima, model kratkobregovitih valova bio bi prikladniji, a mogu se dobiti kao kombinacija različitih dugih valova koji se šire u različitim smjerovima. Energija takvog valnog sustava može se opisati usmjerenim valnim spektrom kako slijedi [58],[59]:

$$S_\eta(\omega,\alpha_h) = S_\eta(\omega)\cdot G(\omega,\alpha_h) \approx S_\eta(\omega)\cdot G(\alpha_h) \tag{7.5}$$

gdje funkcija $G(\omega,\alpha_h)$ predstavlja raspodjelu energije valova po smjerovima širenja, a α_h kut elementarnih valova u odnosu na glavni smjer širenja sustava kratkih valova β.

Spektar valova $S_\eta(\omega)$ predstavlja apsolutnu vrijednost energije vala, dok funkcija širenja predstavlja relativnu raspodjelu energije po smjerovima širenja. Funkcija širenja trebala bi biti ovisna o frekvenciji vala, smjeru širenja vala i nekim drugim faktorima, kao što je npr. strmina vala, ali zbog jednostavnosti razmatra se samo kao funkcija smjera [58],[59].

7.3.2. Linearno valno opterećenje na strukturu neoštećenoga broda na pravilnim valovima

Osim stalnog opterećenja na mirnoj vodi, brod je tijekom službe izložen promjenjivom opterećenju od valova niskih frekvencija, kod kojih i valna komponenta najkraćeg perioda, ima period dulji od najduljeg perioda slobodnih vibracija strukture. Integracijom dinamičkog tlaka po oplakanoj površini trupa, mogu se dobiti valna opterećenja na brod kao kruto tijelo, koja rezultiraju različitim komponentama opterećenja poprečnog presjeka trupa, od kojih je, sa stanovišta projektiranja, najvažniji vertikalni valni moment savijanja. Stoga racionalni pristup u projektiranju podrazumijeva određivanje karakteristične vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja tj. najveće vrijednosti momenta savijanja određene vjerojatnosti premašivanja.

Morski valovi su nepravilni i predstavljaju slučajan proces, kojeg se može prikazati kao zbroj pravilnih, harmonijskih valova, međusobno pomaknutih za slučajni fazni pomak. Njihanje i opterećenje broda na morskim valovima naziva se odzivom broda. Za linearan odziv, ponašanje broda na nemirnom moru može se prikazati kao superpozicija odziva na harmonijskim valovima, pri čemu se sve komponente odziva mogu prikazati kao harmonici

frekvencije jednake frekvenciji vala koji uzrokuje njihanje, što je u skladu s linearnom hidrodinamičkom teorijom. Cilj linearne hidrodinamičke teorije je odrediti amplitude harmonika odziva te njihove fazne pomake u odnosu na nailazni val.

Postupak određivanja hidrodinamičkog opterećenja za pravilne valove obično se dijeli u dva dijela (komponente) [54], koja se, uz pretpostavku linearnosti, mogu zbrojiti da bi se dobilo ukupno hidrodinamičko opterećenje. U prvom se dijelu razmatraju sile i momenti na konstrukciju koja miruje, odnosno čije je njihanje spriječeno, dok je opterećena silama pravilnih nailaznih valova. U tom slučaju nastala hidrodinamička opterećenja predstavljaju tzv. hidrodinamičku uzbudu, koja se dijeli na Froud-Kriloffljevu i difrakcijsku komponentu. U drugom dijelu određivanja hidrodinamičkog opterećenja, razmatraju se sile i momenti na konstrukciju koja je prisiljena oscilirati s frekvencijom nailaznog vala u svih šest stupnjeva slobode njihanja krutog tijela. U ovom dijelu analize nema nailaznih valova, ali se uslijed prisilnog osciliranja krutog tijela stvaraju radijacijski valovi. Integracijom tlakova nastalih osciliranjem određuju se hidrodinamička opterećenja tj. sile pridružene mase i hidrodinamičkog prigušenja te hidrodinamička povratna sila, zajedničkim imenom nazvane hidrodinamička reakcija [44],[54]. Sile pridružene mase i hidrodinamičkog prigušenja predstavljaju frekvencijski ovisne hidrodinamičke sile i momente nastale prisilnim osciliranjem konstrukcije kao krutog tijela, a koeficijenti pridružene mase i hidrodinamičkog prigušenja, tzv. hidrodinamički koeficijenti, funkcije su ne samo frekvencije vala nego i brodske forme, kuta nailaska broda na valove, brzine plovidbe i dubine vode. Povratne sile nisu ovisne o frekvenciji, niti o brzini plovidbe, a mogu se lako odrediti hidrostatskim razmatranjem. Hidrostatski koeficijent čistog poniranja ovisi o površini vodne linije, koja se mijenja s promjenom gaza broda odnosno sile uzgona uslijed promjene hidrostatskog tlaka.

Nakon što su određeni hidrodinamički koeficijenti i uzbudne sile, promatranjem ravnoteže sila i zakretnih momenata, postavlja se šest spregnutih diferencijalnih jednadžbi njihanja krutog tijela na harmonijskom valu. Rješavanjem sustava linearnih kompleksnih jednadžbi kao rezultat se dobiju kompleksne amplitude njihanja broda kao krutog tijela ili opterećenja u poprečnom presjeku. Odziv brodske konstrukcije, koji može predstavljati komponentu njihanja ili dinamičku silu u poprečnom presjeku trupa, određuje se različitim hidrodinamičkim metodama. Kao rezultat hidrodinamičke analize dobivaju se kompleksne prijenosne funkcije $H(\omega)$, koje se sastoje od realne i imaginarne komponente odziva broda po jediničnoj amplitudi harmonijskog vala frekvencije ω, a mogu se prikazati kao:

$$|H(\omega)| = \sqrt{\left(H^{\mathrm{Re}}(\omega)\right)^2 + \left(H^{\mathrm{Im}}(\omega)\right)^2} \tag{7.6}$$

Pritom se fazni pomak odziva u odnosu na nailazni val dobije kao:

$$\mathrm{tg}\varepsilon(\omega)=\frac{H^{\mathrm{Im}}(\omega)}{H^{\mathrm{Re}}(\omega)} \tag{7.7}$$

Prijenosna funkcija ovisna je o susretnoj frekvenciji, a određuje se za zadanu brzinu broda v, kut nailaska broda na valove β i određeno stanje krcanja broda C. Zbog pretpostavke linearnosti, koja podrazumijeva da je amplituda vala mala u odnosu na valnu duljinu, svi odzivi su harmonijski i proporcionalni amplitudi nailazećeg vala. Nekoliko numeričkih metoda, koje se zasnivaju na opisanom postupku, koriste se za hidrodinamičke proračune kroz različite računalne programe. Dvije najvažnije linearne numeričke metode su 2-D vrpčasta metoda te 3-D panel metoda. Iako se obje metode zasnivaju na potencijalnoj teoriji strujanja, vrpčasta teorija pretpostavlja da se zbog vitkosti broda strujanje tekućine može približno prikazati nizom dvodimenzionalnih slučajeva strujanja u poprečnim ravninama, dok je 3-D panel metodom strujanje tekućine realnije prikazano. Postoji više računalnih programa koji se koriste za određivanje valnog opterećenja, od kojih su najpoznatiji programi WAVESHIP i WADAM, koji su sastavni dijelovi paketa SESAM, a zasnivaju se na 2-D linearnoj vrpčastoj teoriji i 3-D panel metodi te program Bureau Veritasa HydroSTAR, koji također koristi 3-D panel metodu. Osim navedenim numeričkim metodama, linearne prijenosne funkcije mogu se odrediti polu-analitičkim izrazima različitog stupnja točnosti, ovisno o pretpostavkama i intervalu ulaznih veličina [60]. Iako su se predviđanja zasnovana na vrpčastoj teoriji pokazala iznenađujuće točnima za široko područje primjene, usporedna analiza svih numeričkih programa i polu-analitičkih izraza pokazuje najbolje slaganje eksperimentalnih mjerenja s rezultatima dobivenim 3-D panel metodom [61]. Istovremeno je pokazano da vrpčasta teorija daje veće, a polu-analitički izrazi manje vrijednosti prijenosnih funkcija od vrijednosti dobivenih eksperimentom [61]. Rezultati hidrodinamičkog proračuna navedeni u ovom radu dobiveni su prikazanim postupkom provedenim u [47] za Aframax tanker te u [51] za Suezmax tanker.

7.3.3. Odziv broda na nepravilnim valovima

Zbog slučajne prirode pojava vezanih uz površinu mora, vertikalni valni moment savijanja, kao najznačajnija komponenta opterećenja, također se može smatrati slučajnim procesom te analizirati statističkim metodama, gdje su spektralni momenti odziva broda najznačajnije veličine [44],[54].

U prethodnom su poglavlju opisane numeričke metode koje se koriste za određivanje odziva broda na pravilnim valovima, dok se odziv na nepravilnim valovima, uz pretpostavku linearnosti, može odrediti kao umnožak kvadrata prijenosne funkcije i spektra gustoće energije vala kako slijedi:

$$S_R\left(\omega|H_S,T_Z,v,\beta,C\right)=\left|H\left(\omega|v,\beta,C\right)\right|^2\cdot S_\eta\left(\omega|H_S,T_Z\right) \tag{7.8}$$

Osim utjecaja na prijenosne funkcije, brzina plovidbe ima utjecaj i na spektar valova. Brod s određenom brzinom napredovanja v susreće valove sa susretnom frekvencijom definiranom sljedećim izrazom:

$$\omega_e=\omega+\frac{\omega^2\cdot v}{g}\cdot\cos\beta \tag{7.9}$$

Kako susretna frekvencija ima utjecaja na oblik spektra gustoće energije vala, odziv broda na nepravilnim valovima može se prikazati kao funkcija iste, odnosno susretni odzivni spektar definiran je kao:

$$S_R^*\left(\omega_e|H_S,T_Z,v,\beta,C\right)=\left|H\left(\omega_e|v,\beta,C\right)\right|^2\cdot S_\eta^*\left(\omega_e|H_S,T_Z,v,\beta\right) \tag{7.10}$$

Prema zakonu o očuvanju energije, površine ispod spektra odziva i susretnog spektra odziva su jednake te vrijedi sljedeće [62]:

$$S_R(\omega)\partial\omega=S_R^*(\omega)\partial\omega_e \tag{7.11}$$

Slijedi da je n-ti spektralni moment:

$$m_n=\int_0^\infty\omega_e^n\cdot S_R^*\left(\omega_e|H_S,T_Z,v,\beta,C\right)d\omega_e=\int_0^\infty\omega_e^n\cdot S_R\left(\omega|H_S,T_Z,v,\beta,C\right)d\omega \tag{7.12}$$

Iz navedenog može se zaključiti da će susretna frekvencija imati utjecaja samo na spektralne momente veće od nultog. Vertikalni moment savijanja za kratko razdoblje odgovara stanju mora koje se smatra stacionarnim unutar nekoliko sati. Zbog Gaussove raspodjele valne uzbude za jedno stanje mora i linearne transformacije valnog spektra, odzivni spektar vertikalnog momenta savijanja također slijedi Gaussov proces. Vršne vrijednosti odziva u općem slučaju slijede Rice-ovu razdiobu. Uz pretpostavku uskopojasnog Gaussovog procesa, Rice-ova distribucija je ograničena [63], a amplitude odziva mogu se opisati Rayleigh-evom raspodjelom, koja u slučaju vertikalnog momenta savijanja glasi:

$$F_S\left(M_w|H_S,T_Z,v,\beta,C\right)=1-e^{\left(-\frac{M_w^2}{2\sigma_w^2}\right)} \tag{7.13}$$

gdje se varijanca odziva vertikalnog momenta savijanja dobije kao nulti spektralni moment odnosno površinu ispod odzivnog spektra kako slijedi:

$$\sigma_w^2 = m_0 = \int_0^\infty S_w\left(\omega|H_S, T_Z, v, \beta, C\right)d\omega \tag{7.14}$$

7.3.4. Dugoročna statistika vertikalnog valnog momenta savijanja za oštećeni brod

Uobičajeno je da se projektna valna opterećenja propisana od strane klasifikacijskih društava zasnivaju na dugoročnoj statistici za određeno povratno razdoblje [3]. Najispravniji pristup za određivanje dugoročnog odziva broda je dugoročna raspodjela koja objedinjava kratkoročne odzive raspodijeljene po Rayleigh-u. Približavanje ovom postupku moguće je korištenjem metode projektnog stanja mora, kojom je ekstremno stanje mora određeno za zadano povratno razdoblje, a dugoročni odziv se određuje za izabrano stanje mora. Ipak, pristup dugoročne raspodjele smatra se prikladnijim, jer postoje situacije kad se maksimalni odziv ne dobije za izabrano stanje mora, već za neko drugo, najčešće kao posljedica osjetljivosti odziva na periode valova.

Dugoročni prikaz amplitude odziva vertikalnog momenta savijanja može se izraziti na više načina, ali se u osnovi sastoji od niza kratkoročnih odziva raspodijeljenih po Rayleigh-u, koji su u potpunosti određeni varijancom procesa. Gledano dugoročno, varijanca odziva za kratkoročno stanje mora može se smatrati slučajnom veličinom te se funkcija gustoće vjerojatnosti iste može prikazati kao [64]:

$$f_{M_w}\left(H_S, T_Z, v, \beta, C\right) = f_0\left(\beta|H_S\right) f_D\left(\beta|H_S\right) f_M\left(\beta|H_S\right) f_M\left(v|H_S\right) f_{H_S,T_Z}\left(h,t\right) f_C\left(C\right) \tag{7.15}$$

gdje je $f_0\left(\beta|H_S\right)$ funkcija gustoće vjerojatnosti kuta napredovanja, $f_D\left(\beta|H_S\right)$ opisuje raspodjelu valova po smjerovima, $f_M\left(\beta|H_S\right)$ i $f_M\left(v|H_S\right)$ predstavljaju utjecaj manevriranja na kut napredovanja i brzinu broda, $f_{H_S,T_Z}\left(h,t\right)$ združena funkcija gustoće vjerojatnosti visine i nultog perioda vala, dok je $f_C\left(C\right)$ gustoća vjerojatnosti stanja krcanja broda.

Bezuvjetna dugoročna raspodjela amplituda vertikalnog momenta savijanja $F_L(M_w)$ može se dobiti kao umnožak uvjetnih funkcija gustoće vjerojatnosti raspodijeljenjih po Rayleigh-u $F_S\left(M_w|H_S, T_Z, v, \beta, C\right)$ i vjerojatnosti pojavljivanja kratkoročnih stanja mora, kako slijedi:

$$F_L(M_w) = \int_0^{\infty} F_S(M_w|H_S,T_Z,v,\beta,C) f_{M_w}(H_S,T_Z,v,\beta,C) r_w(H_S,T_Z,v,\beta,C) dH_S dT_Z dv d\beta dC \quad (7.16)$$

gdje je $r_w(H_S,T_Z,v,\beta,C)$ relativni broj ciklusa odziva za svako kratkoročno stanje mora.

Pod pretpostavkom da svi kutevi napredovanja imaju istu vjerojatnost pojavljivanja, funkcija gustoće vjerojatnosti kuta napredovanja može se opisati određenom vrijednošću iznosa $\Delta\beta/2\pi$. Nadalje, zanemarivanjem utjecaja manevriranja [65] i raspodjele valova po smjerovima [66] te razmatranjem samo jednog stanja krcanja, izraz za dugoročnu raspodjelu amplituda vertikalnog momenta savijanja može se pojednostaviti kako slijedi:

$$F_L(M_w) = \sum_i^{n_\beta} \frac{\Delta\beta}{2\pi} \cdot \left(\sum_{j,k}^{n_H,n_T} F_{i,j,k}\left(M_w \middle| H_{S_j}, T_{Z_k}, \beta_i\right) \cdot r_{w_{k,j}}\left(T_{Z_k}, \beta_i\right) \cdot p_{j,k}\left(H_{S_j}, T_{Z_k}\right) \right) \quad (7.17)$$

gdje je $p_{j,k}(H_{S_j},T_{Z_k})$ vjerojatnost pojavljivanja kratkoročnog stanja mora. Relativni broj ciklusa odziva može se prikazati kao:

$$r_w(T_{Z_k},\beta_i) = \frac{\overline{T_Z^*}}{T_{Z_{k,i}}^*} \quad (7.18)$$

gdje je $T_{Z_{k,i}}^*$ srednji nulti period odziva za jedno kratkoročno stanje mora, dok je $\overline{T_Z^*}$ srednji nulti period odziva za sva stanja mora.

Raspodjela amplituda vertikalnog momenta savijanja dobivena prema prema izrazu (7.17), može se aproksimirati Weibull-ovom 2-parametarskom razdiobom (parametri θ i λ).

Dugoročna analiza valnog opterećenja za stanje krcanja na punom gazu prikazana u ovom radu provedena je u [47] za Aframax te u [51] za Suezmax tanker.

Vjerojatnost da će slučajna vrijednost amplitude vertikalnog valnog momenta savijanja ostati manja od određene vrijednosti x_e tijekom dužeg vremenskog razdoblja kao npr. tijekom 1 putovanja te 1 ili 20 godina, izražena je Gumbel-ovim zakonom kako slijedi [67]:

$$F(x_e) = e^{-e^{(-(x_e - x_e^*/\alpha))}} \quad (7.19)$$

gdje su parametri x_e^* i α izraženi parametrima Weibull-ove raspodjele θ i λ, koja predstavlja izvrsnu aproksimaciju raspodjela amplitude različitih odziva brodskog trupa na valovima [68], kako slijedi:

$$\alpha = \frac{\theta}{\lambda}(\ln n)^{(1-\lambda)/\lambda} \qquad x_e^* = \theta(\ln n)^{1/\lambda} \quad (7.20)$$

gdje je n broj ciklusa odziva u određenom dužem razdoblju, dok je x_e^* najvjerojatnija ekstremna vrijednost u n ciklusa.

Ovako dobivena Gumbel-ova raspodjela, čija je srednja vrijednost i standardna devijacija već definirana jednadžbama (7.2), zapravo je unutarnja neizvjesnost ekstremnog valnog momenta savijanja predstavljena slučajnom varijablom M_w. Parametri vjerojatnosnog modela vertikalnog valnog momenta savijanja za stanje krcanja na punom gazu i jednogodišnje vremensko razdoblje, prikazani su za Aframax i Suezmax tanker u Tablici.7.7.

Tablica 7.7 Vjerojatnosni modeli vertikalnog valnog momenta savijanja za Aframax [47] i Suezmax [51] tanker

Aframax					Suezmax				
Weibullovi parametri		Moment savijanja – Gumbel (1 godina)			Weibullovi parametri		Moment savijanja – Gumbel (1 godina)		
θ	λ	n	μ_e	σ_e	θ	λ	n	μ_e	σ_e
218,2	0,96	$1{,}07\text{x}10^6$	3526	325,3	383,9	0,97	$1{,}05\text{x}10^6$	6019	550,6

Pojednostavnjenja, pretpostavke i netočnosti linearnog inženjerskog modela koji se koristi za predviđanje ekstremnih vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja, uzete su u obzir modelskom neizvjesnošću χ_w tj. normalno raspodijeljenom slučajnom varijablom s parametrima μ=1 i COV=0,1. Djelovanje nelinearnosti na odziv naročito je značajno za brodove s niskim koeficijentom punoće, jer dovodi do razlika između momenata savijanja za stanja progiba i pregiba. Neizvjesnost nelinearnih efekata χ_{nl} također je pretpostavljena kao normalno raspodijeljena slučajna varijabla, čija je srednja vrijednost jednaka nelinearnom korekcijskom faktoru predloženom od IACS UR S11, dok je koeficijent varijacije pretpostavljen i iznosi 0,15 [8].

Projektni zahtjevi koji se odnose na valno opterećenje oštećenog broda daleko su manji od onih za neoštećeni brod [29],[19] te se stoga radi o tematskom području s veoma malim brojem istraživanja. Iznimke su istraživanja provedena u [19] i [20], u kojima su određene prijenosne funkcije vertikalnog valnog momenta savijanja za oštećene brodove, korištenjem 3D i 2D linearnih hidrodinamičkih metoda. Tako je u [3] naglašena potreba provjere granične čvrstoće broda u oštećenom stanju upotrebom parcijalnih faktora sigurnosti, koji za valno opterećenje na oštećeni brod iznosi 0,67, dok je za neoštećeni brod taj faktor značajno veći i iznosi 1,1. Razlog smanjenju parcijalnog faktora sigurnosti za brod u oštećenom stanju leži u činjenici da je vremenska izloženost oštećenog broda mnogo manjem valnom opterećenju značajno kraća. Dok se za neoštećeni brod u istraživanjima obično usvajaju uvjeti Sjevernog Atlantika [69], za oštećeni su brod u [14] predložene lokalne tablice stanja mora u svrhu određivanja pouzdanosti oštećene brodske konstrukcije. Skraćeno vrijeme izloženosti

okolišnim uvjetima nakon nesreće također je potrebno razmotriti prije spašavanja broda prebacivanjem na sigurno mjesto. Primjerice, u [70] je predloženo da putovanje oštećenog broda do suhog doka traje tjedan dana te je zaključeno da je srednja vrijednost ekstrema vertikalnog valnog momenta savijanja za oko 15 % manja nakon smanjenja vremena izloženosti broda s jedne godine u Sjevernom Atlantiku na jedan tjedan u Evropskim obalnim vodama. Nadalje, u [8] je pretpostavljeno da vertikalni valni moment savijanja oštećenog broda u Sjevernom Atlantiku za vrijeme izloženosti 24 sata pri brzini od 5 čvorova i kutu napredovanja 210°, iznosi 80 % vrijednosti za cijeli životni vijek neoštećenog broda. Važno je također spomenuti da je pretpostavka o tromjesečnoj izloženosti oštećenog bulk carriera valnom opterećenju nakon nesreće, upotrijebljena u pravilima [3], prilično konzervativna u odnosu na stvarne slučajeve.

Na osnovi navedenih referenci i dobivenih rezultata, u ovom je radu pretpostavljeno da faktor smanjenja valnog opterećenja K_{UW}, koji se javlja u jednadžbi graničnog stanja oštećenog broda, iznosi 0,85. Utjecaj faktora na pouzdanost brodske konstrukcije određen je mijenjanjem njegove vrijednosti u određenim granicama, u sklopu parametarske analize.

Ako su za Aframax tanker prema [47], za razdoblje od tjedan dana dobivene vrijednosti parametara Gumbelove razdiobe 2792 i 322,1 za srednju vrijednost i varijancu, usporedbom s vrijednostima iz Tablice 7.7 može se zaključiti da je glavni učinak smanjenja perioda izloženosti valnom opterećenju smanjenje srednje vrijednosti, dok je promjena standardne devijacije zanemariva. Isto se može zaključiti i analizom rezultata prikazanih u [71] i [22], što opravdava upotrebu faktora redukcije valnog opterećenja na trup oštećenog broda (K_{UW}) u jednadžbi graničnog stanja (3.2), definiranoj u ovom radu.

7.4. Faktor kombinacije opterećenja

Ukupno opterećenje na strukturu broda u eksploataciji predstavljaju moment savijanja na mirnoj vodi i valovima. U IACS-ovom zahtjevu S11, u izrazu za minimalni moment otpora poprečnog presjeka brodskog trupa, javlja se ukupni moment savijanja kao suma ekstremnih vrijednosti obaju momenata. Vjerojatnost istovremenog pojavljivanja dviju ekstremnih vrijednosti mnogo je manja od 10^{-8}, koliko iznosi vjerojatnost najvjerojatnije ekstremne vrijednosti valnog momenta savijanja za povratno razdoblje od 20 godina. Združeni moment savijanja, koji odgovara povratnom razdoblju od 20 godina, može se dobiti uvođenjem faktora kombinacije opterećenja ψ, vrijednosti općenito manje od jedan. S njim se može množiti valni moment savijanja ili moment savijanja na mirnoj vodi, što znači da kombinacijski faktor u ta

dva slučaja neće biti isti. Postoji više različitih metoda za određivanje faktora kombinacije opterećenja, od kojih je najpoznatija Ferry-Borges i Castanheta metoda, koja se zasniva na pretpostavljenom operativnom stanju [72],[73]. Uveden je, dakle, faktor ψ te za stanje krcanja na punom gazu iznosi 0,92 [74]. Važno je napomenuti da se vrijednost faktora kombinacije opterećenja ne mijenja značajno s promjenama opterećenja za isto stanje krcanja, što je potvrđeno rezultatima različitih istraživanja o kombiniranom opterećenju provedenih za tankere.

8. Primjena novih probabilističkih modela u analizi strukturne pouzdanosti oštećenoga broda

Uvođenjem modela svih veličina u jednadžbu graničnog stanja definiranu u Poglavlju 3, u ovom je poglavlju određen godišnji indeks sigurnosti strukture Aframax i Suezmax tankera, u odnosu na oštećenje uslijed sudara i nasukavanja, korištenjem FORM metode. Pregled svih usvojenih ili razvijenih vjerojatnosnih modela slučajnih varijabli te vrijednosti determinističkih parametara, prikazan je u Tablici 8.1. Analiza je provedena za novi i korodirani brod u stanju progiba, čiji su strukturni elementi korodirani u skladu s [3], gdje je propisan tzv. korozijski gubitak, jer je jedini učinak korozije ravnomjerno smanjenje debljine istih. Pritom ostali učinci starenja, kao neravnomjerna korozija (točkasta i žljebasta) i stvaranje pukotina uslijed zamora materijala, u ovom radu nisu uzeti u obzir.

Tablica 8.1 Usvojeni modeli svih veličina za Aframax [47],[52],[75] i Suezmax [51] tanker

Veličina	Vrsta oštećenja	Vrsta raspodjele	Aframax		Suezmax	
			μ	*COV* ili *(σ)*	μ	*COV* ili *(σ)*
M_u (MNm)	neoštećeni brod	deterministička	8246		11 940	
			6813*		10 400*	
M_{red}	sudar	eksponencijalna	0,036		0,031	
	nasukavanje	eksponencijalna	0,042		0,042	
M_{sw} (MNm)	neoštećeni brod	Gumbel	-1819	(405)	-2706	(506)
M_w (MNm)	neoštećeni brod	Gumbel	3526	0,09	6019	0,09
K_{US}	sudar/ neoštećen	Gauss	0,88	(0,45)	0,88	(0,53)
	sudar/ oštećen	Gauss	0,76	(0,55)	0,82	(0,57)
	nasukavanje/ neoštećen	Gauss	0,60	(0,86)	0,46	(0,99)
	nasukavanje/ oštećen	Gauss	0,58	(0,85)	0,53	(0,90)
K_{UW}	oštećen	deterministička	0,85		0,85	
ψ	neoštećen	deterministička	0,92		0,92	
χ_u	neoštećen	log-normalna	1,1	0,12	1,1	0,12
χ_w	neoštećen	Gauss	1,0	0,1	0,9	0,15
χ_{nl}	neoštećen	Gauss	1,03	0,15	1,03	0,15

*M_u za korodirani brod

8.1. Određivanje indeksa sigurnosti i vjerojatnosti sloma oštećenoga broda

Proračun strukturne pouzdanosti proveden je za Aframax i Suezmax tanker na punom gazu u stanju progiba. Određeni su indeks sigurnosti β_f i pridružena vjerojatnost sloma P_f za neoštećeni brod te neoštećeni i oštećeni presjek broda oštećenog sudarom i nasukavanjem, kako za novi tako i za korodirani brod (Tablice 8.2 i 8.3). Kod proračuna za neoštećeni presjek oštećenog broda, promijenjeno je samo opterećenje zbog naplave, dok su sve druge veličine u jednadžbi graničnog stanja iste kao i za neoštećeni brod. Tako vrijednost indeksa preostale čvrstoće (*RIF*) iznosi jedan za neoštećeni presjek oštećenog broda, dok su vrijednosti faktora K_{US} uzete iz Tablice 7.2 za Aframax i Suezmax tanker.

Tablica 8.2 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma oštećenoga Aframax tankera

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	Novi brod		Korodirani brod	
	β_f	P_f	β_f	P_f
neoštećeni brod	3,043	1,171E-03	2,049	2,025E-02
sudar/neoštećeni	2,925	1,721E-03	2,162	1,532E-02
sudar/oštećeni	2,735	3,117E-03	2,026	2,139E-02
nasukavanje/neoštećeni	2,422	7,718E-03	1,821	3,428E-02
nasukavanje/oštećeni	2,346	9,492E-03	1,751	4,000E-02

Tablica 8.3 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma oštećenoga Suezmax tankera

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	Novi brod		Korodirani brod	
	β_f	P_f	β_f	P_f
neoštećeni brod	2,654	3,983E-03	1,963	2,484E-02
sudar/neoštećeni	2,616	4,447E-03	2,057	1,983E-02
sudar/oštećeni	2,506	6,112E-03	1,967	2,460E-02
nasukavanje/neoštećeni	2,238	1,261E-02	1,813	3,490E-02
nasukavanje/oštećeni	2,202	1,383E-02	1,764	3,885E-02

Uvidom u Tablice 8.2 i 8.3 može se za uočiti da su vrijednosti koje smo dobili za vjerojatnosti sloma neoštećenih Aframax i Suezmax tankera manje od vrijednosti za oštećeni brod. Međutim, kako je vjerojatnost sloma oštećenog broda potrebno još pomnožiti s vjerojatnošću nastupanja oštećenja, ukupna vjerojatnost sloma oštećenog broda biti će manja od iste za neoštećeni brod, što je u skladu s [3]. Nadalje, veća je vjerojatnost sloma za brod oštećen nasukavanjem te za korodirani brod u slučaju oba tankera, dok su vjerojatnosti sloma

uglavnom manje za novi i korodirani Aframax tanker u usporedbi sa Suezmax-om, uz veoma male razlike u korodiranom stanju.

8.2. Analiza osjetljivosti

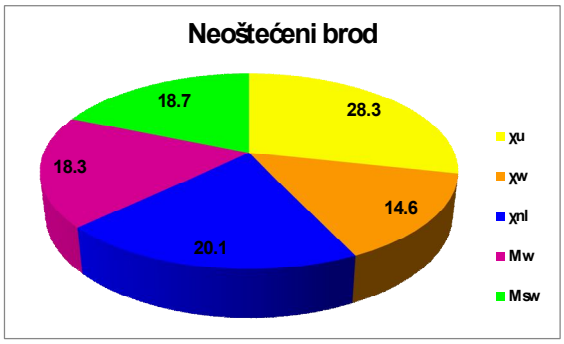
Analiza osjetljivosti provedena je određivanjem normaliziranog faktora osjetljivosti α_i prema izrazu definiranom u Poglavlju 3. Dobivene vrijednosti faktora osjetljivosti za Aframax i Suezmax tanker prikazane su u Tablicama 8.4 i 8.5 te na Slikama 8.1 i 8.2. Koordinate projektne točke x_i^*, kao najvjerojatnije točke tj. kombinacije slučajnih veličina u odnosu na oštećenje, i to za neoštećeno stanje te oštećeni presjek u slučaju sudara i nasukavanja prikazane su također u Tablicama 8.4 i 8.5, za Aframax i Suezmax tanker. Proračun osjetljivosti proveden je samo za novi brod.

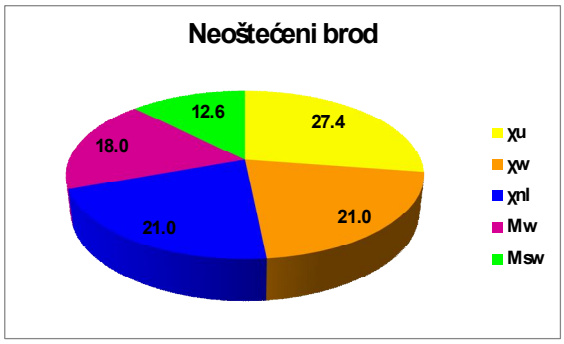
Tablica 8.4 Faktor osjetljivosti i koordinate projektne točke za Aframax tanker

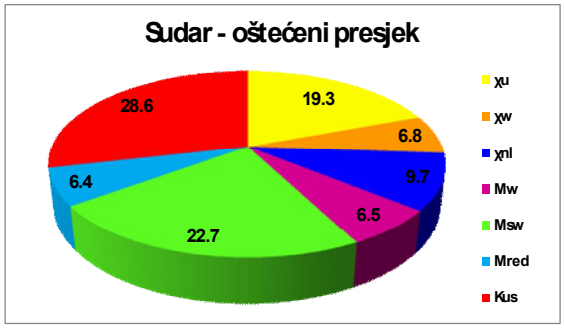
Veličina	neoštećeni brod		sudar/oštećeni		nasukavanje/oštećeni	
	α_i (%)	x_i^*	α_i (%)	x_i^*	α_i (%)	x_i^*
χ_u	28,3	0,85	19,3	0,94	17,6	0,98
χ_w	14,6	1,10	6,8	1,04	5,8	1,03
χ_{nl}	20,1	1,24	9,7	1,12	8,4	1,10
M_w	18,3	3911	6,5	3654	5,2	3609
M_{sw}	18,7	-2316	22,7	-2384	21,0	-2241
M_{red}	-	-	6,4	0,05	6,5	0,06
K_{US}	-	-	28,6	1,74	35,6	2,10

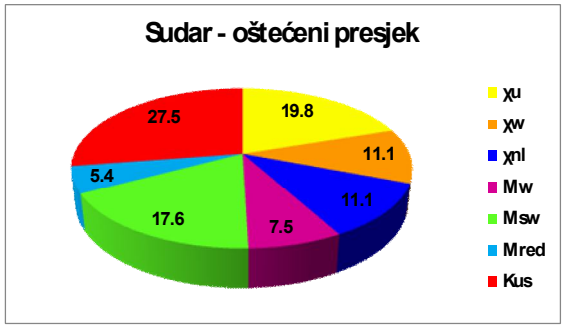
Tablica 8.5 Faktor osjetljivosti i koordinate projektne točke za Suezmax tanker

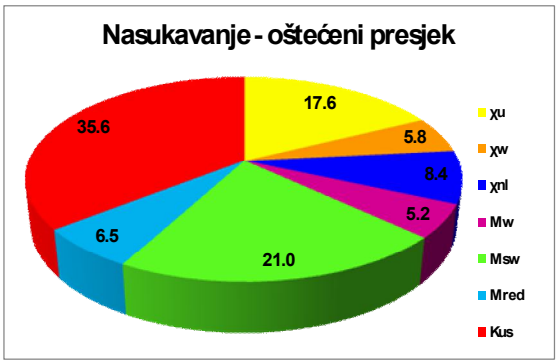
Veličina	neoštećeni brod		sudar/oštećeni		nasukavanje/oštećeni	
	α_i (%)	x_i^*	α_i (%)	x_i^*	α_i (%)	x_i^*
χ_u	27,4	0,89	19,8	0,95	17,6	0,99
χ_w	21,0	1,06	11,1	0,99	9,2	0,96
χ_{nl}	21,0	1,22	11,1	1,13	9,2	1,10
M_w	18,0	6583	7,5	6261	5,8	6170
M_{sw}	12,6	-3073	17,6	-3233	16,4	-3105
M_{red}	-	-	5,4	0,04	6,4	0,06
K_{US}	-	-	27,5	1,75	35,6	2,07



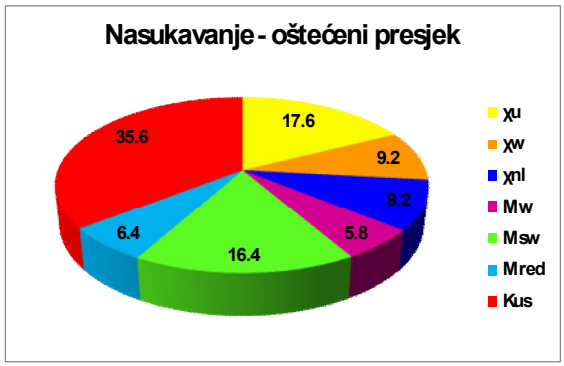








Slika 8.1 Faktori osjetljivosti za Aframax tanker



Slika 8.2 Faktori osjetljivosti za Suezmax tanker

Iz prikaza faktora osjetljivosti na Slikama 8.1 i 8.2 proizlazi da se utjecaj pojedinih varijabli na sigurnost broda značajno mijenja za oštećeni u odnosu na neoštećeni brod. Tako, varijable povezane s valnim opterećenjem (χ_w, χ_{nl}, M_w) dominiraju u ukupnoj promjenjivosti neoštećenog broda s više od 50 % za oba tankera, dok za oštećeni brod najvažnije postaju varijable povezane s momentom savijanja na mirnoj vodi (novouvedena varijabla K_{US} te M_{sw}) u nešto manjem postotku. Međutim, utjecaj varijabli povezanih s valnim opterećenjem značajno je veći za oštećeni Suezmax tanker zauzimajući drugo, umjesto trećeg mjesta u ukupnoj osjetljivosti kod Aframax tankera. Koordinate projektne točke za K_{US} i M_{red} imaju skoro iste vrijednosti u slučaju oba tankera i obje vrste oštećenja, pri čemu je potrebno s

pažnjom osvrnuti se na vrijednosti za K_{US} koje su dokaz iznimne važnosti momenta savijanja na mirnoj vodi u analizi strukturne pouzdanosti nakon naplavljivanja oštećenog tankera.

8.3. Parametarska analiza

Zbog boljeg uvida u osjetljivost postupka u odnosu na ulazne veličine, u ovom je radu provedena i parametarska analiza za oštećene Aframax i Suezmax tankere, i to za novi brod u stanju progiba. Varirane su ukupno tri veličine, M_{red}, K_{US} i K_{UW}, svaka pojedinačno u zasebnoj analizi, dok su preostale dvije veličine zadržale svoju najbolju proračunsku vrijednost prema Tablici 8.1. Granice intervala za M_{red} i K_{US} određene su u odnosu na srednju vrijednost $\bar{x}$ za sudar i nasukavanje, primjenom konvencionalnog pristupa tj. centralnog graničnog teorema, kao 95 % interval pouzdanosti. Za granice intervala faktora smanjenja valnog opterećenja nakon oštećenja K_{UW}, pretpostavljene su vrijednosti 0,7 i 0,9, koje ovise o uvjetima okoliša na mjestu nesreće, vremenskim prilikama u trenutku nesreće te vremenu izloženosti odnosno potrebnom vremenu tegljenja oštećenog broda do luke spasa. Rezultati ove analize prikazani su u Tablicama 8.6 i 8.7 za Aframax i Suezmax tanker i pokazuju da se variranjem M_{red} utječe najmanje, a variranjem K_{UW} najviše na indeks sigurnosti te da se za sudarna oštećenja dobiju veći rasponi indeksa sigurnosti za oba tankera.

Tablica 8.6 Indeks sigurnosti za interval vrijednosti variranih veličina M_{red}, K_{US} i K_{UW} za Aframax tanker

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	M_{red}		K_{US}		K_{UW}	
	μ	β_f	μ	β_f	M	β_f
Sudar/neoštećeni			0,85	2,963	0,70	3,101
			0,91	2,889	0,90	2,653
Sudar/oštećeni	3,34	2,745	0,72	2,780	0,70	2,900
	3,83	2,725	0,79	2,699	0,90	2,483
Nasukavanje/neoštećeni			0,55	2,469	0,70	2,548
			0,65	2,374	0,90	2,232
Nasukavanje/oštećeni	3,81	2,357	0,53	2,393	0,70	2,476
	4,51	2,334	0,63	2,300	0,90	2,150

Tablica 8.7 Indeks sigurnosti za interval vrijednosti variranih veličina M_{red}, K_{US} i K_{UW} za Suezmax tanker

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	M_{red}		K_{US}		K_{UW}	
	μ	β_f	μ	β_f	μ	β_f
Sudar/neoštećeni			0,83	2,665	0,70	2,820
			0,93	2,548	0,90	2,311
Sudar/oštećeni	2,83	2,517	0,87	2,558	0,70	2,704
	3,43	2,493	0,77	2,445	0,90	2,211
Nasukavanje/neoštećeni			0,41	2,290	0,70	2,374
			0,51	2,209	0,90	2,036
Nasukavanje/oštećeni	3,87	2,212	0,48	2,255	0,70	2,349
	4,47	2,192	0,58	2,168	0,90	1,984

Jedna od korisnijih primjena analize strukturne pouzdanosti je pozitivan utjecaj na razvoj propisa za gradnju brodova. Ovdje proučavani Aframax i Suezmax tankeri projektirani su prije stupanja na snagu Združenih strukturnih pravila (CSR) te spadaju u tzv. pred-CSR projekte. Ojačanjem strukture Aframax tankera u skladu s CSR-OT [38], granični moment savijanja je s 8246 MNm i 6813 MNm za novi i korodirani brod narastao do vrijednosti 9078 MNm i 7587 MNm prema postupku provedenom u [47], dok su vrijednosti graničnog momenta za novi i korodirani Suezmax tanker određene u [51] te iznose 11 940 MNm i 10 400 MNm prije ojačanja, a 13 300 MNm i 11 660 MNm poslije ojačanja u skladu s navedenim pravilima. Rezultati analize pouzdanosti za nove i korodirane strukture Aframax i Suezmax tankera, ojačane u skladu s CSR pravilima, prikazani su u Tablicama 8.8 i 8.9. Tako najmanje dobivene vrijednosti indeksa sigurnosti za sudar i nasukavanje iznose 3,085 i 2,427 odnosno 2,648 i 2,085, redom za novi i korodirani Aframax tanker, dok za Suezmax tanker isti iznose 2,553 i 2,126 te 2,927 i 2,413.

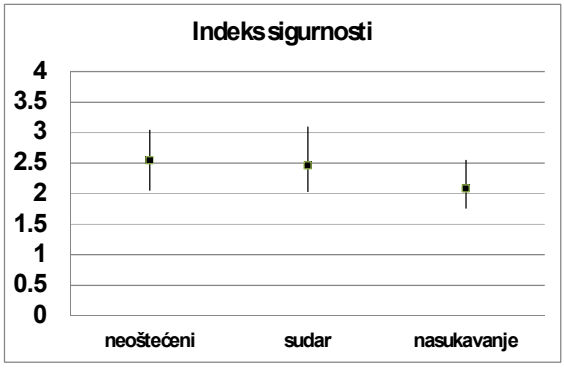
Tablica 8.8 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma ojačanoga Aframax tankera prema CSR-u

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	Novi brod - CSR		Korodirani brod - CSR	
	β_f	P_f	β_f	P_f
neoštećeni brod	3,536	2,031E-04	2,611	4,511E-03
sudar/neoštećeni	3,298	4,871E-04	2,595	4,724E-03
sudar/oštećeni	3,085	1,017E-03	2,427	7,604E-03
nasukavanje/neoštećeni	2,726	3,204E-03	2,159	1,544E-02
nasukavanje/oštećeni	2,648	4,050E-03	2,085	1,854E-02

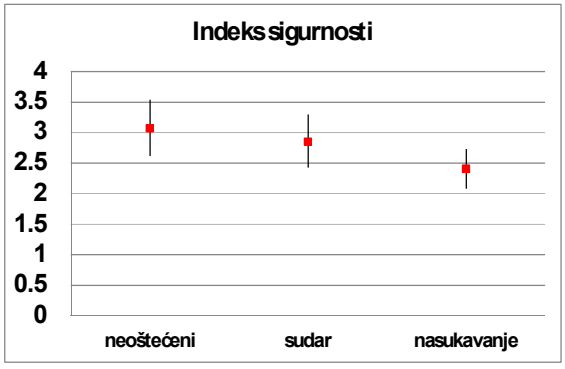
Tablica 8.9 Indeks sigurnosti i vjerojatnost sloma ojačanoga Suezmax tankera prema CSR-u

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	Novi brod - CSR		Korodirani brod - CSR	
	β_f	P_f	β_f	P_f
neoštećeni brod	3,188	7,170E-04	2,535	5,618E-03
sudar/neoštećeni	3,052	1,138E-03	2,520	5,868E-03
sudar/oštećeni	2,927	1,709E-03	2,413	7,917E-03
nasukavanje/neoštećeni	2,579	4,949E-03	2,164	1,524E-02
nasukavanje/oštećeni	2,553	5,348E-03	2,126	1,676E-02

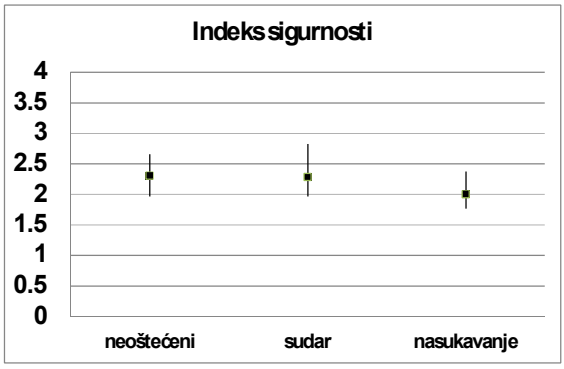
Svi dobiveni rezultati za novi i korodirani Aframax i Suezmax tanker, prije i poslije ojačanja, sažeto su prikazani intervalima mogućih vrijednosti indeksa sigurnosti za neoštećeni i oštećeni brod. U slučaju novog- oštećenog broda, gornja granica prikazanih intervala indeksa sigurnosti dobivena je uzevši u obzir rezultate parametarske analize. Iz usporedbe intervala indeksa sigurnosti za Aframax i Suezmax tanker prikazane na Slikama 8.3 i 8.4 može se zaključiti da su rezultati za Aframax tanker dosta povoljniji za osnovni projekt u svim stanjima broda, dok je nakon ojačanja obiju struktura razlika evidentno manja. Ipak, uzevši u obzir od IMO-a preporučenu vrijednost za indeks sigurnosti, koja iznosi 3, može se zaključiti da je koncept Aframax tankera bolji. Također, položaj intervala indeksa sigurnosti za neoštećeni te sudarom oštećeni brod je približno isti, dok se intervali za oštećenja kod nasukavanja ipak nalaze u području manjih vrijednosti za oba tankera.



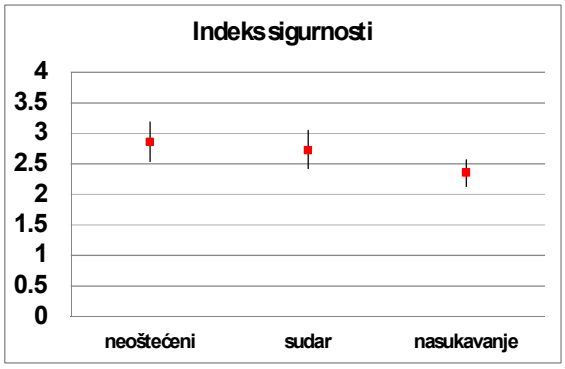
Slika 8.3 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za pred-CSR Aframax tanker



Slika 8.4 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za Aframax tanker ojačan prema CSR-OT pravilima



Slika 8.5 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za pred-CSR Suezmax tanker



Slika 8.6 Interval vrijednosti indeksa sigurnosti za Suezmax tanker ojačan prema CSR-OT pravilima

8.4. Primjena statističke analize nesreća u određivanju vjerojatnosti sloma oštećenoga broda

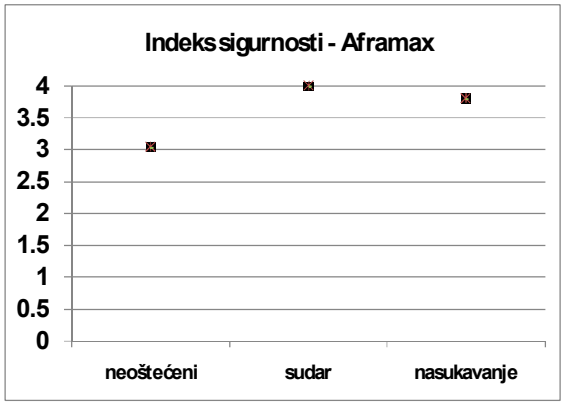
Kao što je u Poglavlju 8.1 i navedeno, vjerojatnosti sloma navedene u Tablicama 8.2 i 8.3, redom za Aframax i Suezmax tanker, odnose se na brod nakon oštećenja, a da pritom vjerojatnost nastupanja nesreće nije uzeta u obzir. Ukupna vjerojatnost sloma oštećenoga broda može se dobiti množenjem vjerojatnosti oštećenoga broda s vjerojatnošću nastupanja nesreće te će biti manja od iste za neoštećeni brod (Tablice 8.10 i 8.11 te Slike 8.7 i 8.8)[3]. Vjerojatnosti nastupanja nesreća uzrokovanih sudarom i nasukavanjem pregledno su navedene po izvorima u Poglavlju 2.2 (Tablica 2.3), od kojih su izabrane najnepovoljnije prema IACS-u tj. 1,03E-02 za sudar te 7,45E-03 za nasukavanje.

Tablica 8.10 Vjerojatnosti sloma Aframax tankera

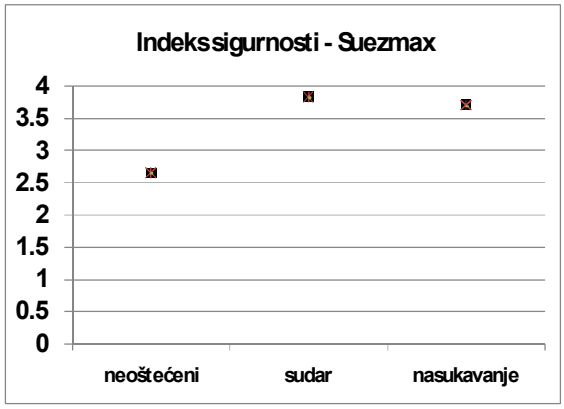
Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	β_f	P_f	$P_f * P_{nesreće}$	β_f*
neoštećeni brod	3,043	1,171E-03		
sudar/oštećeni	2,735	3,117E-03	3,211E-05	3,997
nasukavanje/oštećeni	2,346	9,492E-03	7,072E-05	3,806

Tablica 8.11 Vjerojatnosti sloma Suezmax tankera

Vrsta oštećenja/ Stupanj oštećenja presjeka	β_f	P_f	$P_f * P_{nesreće}$	β_f*
neoštećeni brod	2,654	3,983E-03		
sudar/oštećeni	2,506	6,112E-03	6,295E-05	3,834
nasukavanje/oštećeni	2,202	1,383E-02	1,039E-04	3,711



Slika 8.7 Usporedba indeksa sigurnosti za Aframax tanker



Slika 8.8 Usporedba indeksa sigurnosti za Suezmax tanker

8.5. Kritički osvrt na predloženi postupak

Rezultate analize pouzdanosti dobivene predloženim postupkom potrebno je, zbog potvrde vjerodostojnosti istih, usporediti s razultatima drugih sličnih istraživanja. Vjerojatnosti sloma sličnih brodova uslijed nasukavanja određene u [25] iznose 1,785E-02 i 5,419E-04, dok je u [1], za različite slučajeve oštećenja Aframax tankera, dobiven raspon vrijednosti od 1,09E-03 do 8,95E-03. Vrijednosti prikazane u Tablicama 8.2 i 8.3 za Aframax i Suezmax tanker, uglavnom se dobro podudaraju s navedenima, osim za nasukavanje Suezmax tankera gdje su dobivene nešto veće vrijednosti vjerojatnosti sloma. Stoga se može zaključiti da su dobiveni rezultati prihvatljivi.

Vjerojatnost sloma oštećenog broda je uvjetna veličina te ju je potrebno pomnožiti s vjerojatnošću pojavljivanja nesreće uslijed sudara ili nasukavanja. Koristeći podatke o unesrećenim brodovima iz različitih statističkih izvora, mnogi su istraživači određivali godišnje vjerojatnosti sloma tankera oštećenih sudarom i nasukavanjem, od kojih su neki navedeni u Tablici 2.3. U [1] su godišnje vjerojatnosti za sudar i nasukavanje pomnožene s vjerojatnošću gubitka svojstva vodonepropusnosti, koje za sudar i nasukavanje redom iznose 0,203 i 0,186. Tako dobivene bezuvjetne vjerojatnosti očekivano su mnogo manje od vrijednosti dobivenih u ovom radu (Tablice 8.2 i 8.3).

Utjecaj korozije u ovom je radu uzet u obzir na uobičajeni način tj. uklanjanjem dodatka za koroziju iz debljine limova novog broda. Analize mnogih pomorskih nesreća pokazale su da propadanje brodskog trupa uslijed korozije značajno utječe na graničnu čvrstoću broda te da posljedično iznenadno oštećenje korodiranog broda može rezultirati prilično velikom vjerojatnošću sloma odnosno značajno manjim vrijednostima indeksa sigurnosti od istih za

novi brod. Usporedbom vrijednosti indeksa sigurnosti navedenih u Tablicama 8.2 i 8.3 te 8.8 i 8.9 za novi i korodirani Aframax i Suezmax tanker, i to za pred-CSR i CSR projekt, vidljivo je da su vrijednosti za korodirani brod značajno manje za sve stupnjeve oštećenosti broda.

9. Završno razmatranje

9.1. Zaključci i glavni doprinos teme

U ovom je radu razvijen postupak određivanja vjerojatnosti sloma oštećenih velikih tankera za prijevoz nafte, Aframax i Suezmax tankera, uz pretpostavku da su oštećeni u slučajnim događajima sudara i nasukavanja. Postupak je relativno jednostavan i usklađen s IMO-vom metodom procjene strukturne pouzdanosti neoštećenog tankera za prijevoz nafte. Prikazana metodologija može imati značajnu primjenu, kako u unapređenju postojećih pravila za projektiranje i gradnju brodova, tako i u analizama rizika pomorskog transporta.

Odnos između granične čvrstoće i opterećenja neoštećenog broda u ovom je radu prikazan klasičnom jednadžbom graničnog stanja. Za opis graničnog stanja oštećenog broda u istu su uvedene promjene u definiciji granične čvrstoće te opterećenja na mirnoj vodi i valovima, koje su u skladu sa stanjem strukture broda i uvjetima okoliša nakon oštećenja. Najznačajnije pojave povezane s oštećivanjem broda, smanjenje graničnog momenta i promjena momenta savijanja na mirnoj vodi, u ovom su radu u jednadžbu graničnog stanja oštećenog broda uključene kao dvije nove slučajne varijable, M_{red} i K_{US}. Pritom su korišteni parametri oštećenja modelirani kao slučajni, s raspodjelama vjerojatnosti predloženim od strane IMO-a. Za obje vrste oštećenja, kao rezultat provedene MC simulacije, dobiveni su histogrami raspodjele vjerojatnosti navedenih varijabli odnosno njima prilagođene teoretske funkcije s pripadnim parametrima. Smanjenje graničnog momenta M_{red} predstavljeno je eksponencijalnom funkcijom, jer histogram zorno pokazuje da vrlo veliki broj nesreća uzrokuje male gubitke, dok se učestalost velikih gubitaka relativno naglo smanjuje. Za faktor promjene momenta savijanja na mirnoj vodi K_{US}, upotrijebljena je normalna raspodjela. Rezultati analize pouzdanosti obaju brodova pokazuju da najveći značaj u naplavljenom stanju ima upravo jedna od dvije novouvedene varijable, faktor K_{US}. Stoga bi se, na osnovu rezultata dobivenih u radu moglo preporučiti da se proračun raspodjele momenta savijanja na mirnoj vodi za brod u oštećenom stanju uvede kao sastavni dio postupka provjere izdržljivosti strukture tankera.

Za potrebe MC simulacije parametara oštećenja kod nasukavanja, smanjenje graničnog momenta M_{red} određeno je korištenjem postojećih regresijskih izraza prema [11], dok su za simuliranje oštećenja boka kod sudara razvijeni novi regresijski izrazi. Preostali granični moment oštećenog Aframax tankera određen je brzom modificiranom P-M metodom po preporuci [46], dok je za Suezmax tanker primijenjena PCA metoda, koja se danas najčešće

koristi u procjeni granične čvrstoće broda. Usporedbom smanjenja graničnog momenta prema dobivenim izrazima i krivuljama za Aframax i Suezmax (Poglavlja 6.2.3 i 6.2.4), može se zaključiti da je smanjenje graničnog momenta za stanje pregiba značajno manji od gubitaka za progib pojedinačno za svaki brod.

Utjecaj zakretanja NL na granični moment tankera u progibu, nesimetrično oštećenog dvoboka, određen je prema [15], a dobivene vrijednosti prikazane su na Slikama 6.4 i 6.10 za Aframax i Suezmax tanker. Gledano pojedinačno za svaki brod, smanjenje graničnog momenta za Aframax tanker iznosi do 7 %, a za Suezmax tanker do 4 %, dok se usporedbom krivulja obaju brodova može zaključiti da je smanjenje graničnog momenta za Aframax tanker veće od smanjenja za Suezmax tanker.

Iako je smanjenje graničnog momenta za isti stupanj oštećenja manji kod Suezmax tankera, iz ukupne analize pouzdanosti proizlazi da su, suprotno očekivanom, indeksi sigurnosti manji nego kod Aframax tankera za sve slučajeve oštećenja. Jedno moguće objašnjenje proizlazi iz usporedbe vrijednosti veličina M_u, M_{sw} i M_w, dvaju tankera u Tablici 8.1 gdje se može uočiti dosta veće relativno povećanje ukupnog opterećenja, naročito valnog, od povećanja graničnog momenta Suezmax-a u odnosu na Aframax tanker. U prilog tom objašnjenju ide i činjenica da su indeksi sigurnosti za neoštećeni Suezmax i neoštećeni presjek kod sudarnog oštećenja gotovo jednaki.

Indeksi sigurnosti oštećenih brodova dobiveni u ovom radu izgledaju vjerodostojno u usporedbi s rezultatima sličnih istraživanja. Također, može se zaključiti da su bezuvjetne vjerojatnosti sloma trupa oštećenog tankera, uzimajući u obzir i vjerojatnost pojavljivanja sudara ili nasukavanja znatno manje od vjerojatnosti oštećenja neoštećenog broda, što odgovara analizi provedenoj u [3].

9.2. Preporuke za daljnji rad

Predloženi postupak može biti koristan u razvoju novih pravila, koja se koriste za projektiranje broda. Značaj strukturnih promjena nastalih primjenom novih pravila može se s aspekta sigurnosti, primjenom predloženog postupka, procijeniti te na taj način potaknuti stvaranje inovacija u projektiranju strukture. Primjerice, procjena utjecaja povećanja ili smanjenja visine dvodna ili širine dvoboka na sigurnost oštećenog broda mogla bi biti vrlo značajna, zbog istovremenog utjecaja navedenih strukturnih modifikacija na moment savijanja na mirnoj vodi i graničnu čvrstoću.

Za pretpostaviti je da bi primjena predloženog postupka mogla biti korisna i u određivanju najveće prihvatljive veličine oštećenja za definiranu razinu pouzdanosti, premda bi takva analiza trebala uzeti u obzir složeno međudjelovanje različitih parametara opterećenja i čvrstoće. Treba naglasiti da valno opterećenje, mada smanjeno, ima značajan utjecaj na sigurnost oštećenog broda, što se variranjem parametra K_{UW} i pokazalo te bi se prihvatljiva veličina oštećenja mogla razlikovati za različita valna okruženja.

Stanje plovnosti oštećenog broda često rezultira bočnim nagibom broda, naročito kada je riječ o nesimetričnim sudarnim oštećenjima, a posljedično i opterećenjima u vertikalnoj i horizontalnoj ravnini. Kako su u središtu pažnje u ovom radu bila samo opterećenja u vertikalnoj ravnini, predloženi postupak može se unaprijediti uzimanjem u obzir i opterećenja u horizontalnoj ravnini prema [26],[24]. Preliminarna istraživanja pokazuju da bočni nagib može imati pozitivan utjecaj na graničnu čvrstoću oštećenog brodskog trupa [76]

Također, na samom kraju važno je spomenuti i određene veličine i pojave koje bi mogle imati utjecaja na sigurnost oštećenog broda, a ostale su van opsega ovog rad. Npr. potrebno je razmotriti utjecaj smika na graničnu čvrstoću, koji je u ovom radu zanemaren. Analiza provedena u [77] na primjeru kontejnerskog broda nije pokazala značajan utjecaj smika. Međutim, to ne znači da bi se takav zaključak dobio i za oštećeni tanker koji je opterećen alternativnim opterećenjem uslijed naplavljenih tankova u kojem se slučaju razvijaju visoke smične sile na mirnoj vodi.

Problem koji također iziskuje dodatna istraživanja je mogućnost napredovanja oštećenja kao zamorne pukotine. U ovom radu, kao i u većini drugih dostupnih radova na ovu temu, oštećenje je pretpostavljeno konstantnim za oštećeni brod u teglju. Međutim, na oštećenoj se brodskoj konstrukciji javljaju koncentracije naprezanja u području oštećenja, koje uslijed fluktuirajućeg valnog opterećenja mogu dovesti do ubrzane pojave zamora materijala i posljedične propagacije oštećenja. Konceptualno je problem obrađen u [78], ali su potrebne dodatne analize ove potencijalno važne pojave.

LITERATURA

[1] DOWNES, J., MOORE, C., INCECIK, A., STUMPF, E., McGREGOR J. A Method for the quantitative Assessment of Performance of Alternative Designs in the Accidental Condition. 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, Houston, Texas, 2007.

[2] IMO,.Formal safety assessment. MEPC 58/INF.2, 2008, Annex 1-3.

[3] IACS. Common Structural rules for Bulk Carriers and Oil Tankers. International Association of Classification Societies, 2014.

[4] ISSC, Committee V.1. Damage assessment after accidental events. Volume 2, 17th International Ship and Offshore Structures Congress, Seoul, Korea, 2009.

[5] ISSC, Committee V.1. Damage assessment following accidents. Volume 2, 18th International Ship and Offshore Structures Congress, Rostock, Germany, 2012.

[6] ISSC, Committee V.1. Accidental limit states. Volume 2, 19th International Ship and Offshore Structures Congress, Cascais, Portugal, 2015.

[7] ABS,. Guide for Assessing Hull-Girder Residual Strength for Tankers. 1995.

[8] IMO Revised. Interim guidelines for the approval of alternative methods of design and construction of oil tankers under Regulation 13F(5) of Annex 1 of MARPOL 73/78. Resolution MEPC 2003;110(49), Annex 16.

[9] WANG, G., YONGJUN, C., HANQING, Z., HUA, P. Longitudinal strength of ships with accidental damages. Marine Structures 15 (2002), p.119-138.

[10] PAIK, J.K., KIM, D.K., PARK, D.H., KIM, H.B., KIM, M.S. A new method for assessing the safety of ships damaged by grounding. International Journal of Maritime Engineering, 154(A1), (2012), p.1-20.

[11] KIM, D.K., KIM, H.B., MOHD, M.H., PAIK, J.K. Comparison of residual strength-grounding damage index diagrams for tankers produced by the ALPS/HULL ISFEM and design formula method. Int. J. Naval Archit. Ocean Eng. 5 (2013), p.47-61.

[12] PAIK, J.K., MANSOUR, A.E. A simple formulation for predicting the ultimate strength of ships. Journal of Marine Science and Techonology, Vol. 1, Issue 1 (1995), p.52-62.

[13] PAIK, J.K., KIM, D.K., PARK, D.H., KIM, H.B., MANSOUR, A.E., CALDWELL, J.B. Modified Paik-Mansour formula for ultimate strength calculations of ship hulls. Ships and Offshore Structures, Vol. 8, Nos. 3-4, (2013), p.245-260.

[14] LUIS, R.M., HUSSEIN, A.W., GUEDES SOARES, C. On the Effect of Damage to the Ultimate Longitudinal Strength of Double Hull Tankers. 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, Houston, Texas, 2007.

[15] MUHAMMAD ZUBAIR, M.A. Residual hull girder strength of asymmetrically damaged ships. Doctoral Dissertation, Graduate School of Engineering, Osaka University, July 2013.

[16] MAKOUEI, S.H., TEIXEIRA, A.P., GUEDES SOARES, C. A study on the progressive collapse behavior of a damaged hull girder. Maritime Technology and Engineering, Guedes Soares & Santos (Eds), Taylor & Francis Group, London, 2015, p.405-415.

[17] SANTOS, T.A., GUEDES SOARES, C. Global loads due to progressive flooding in passenger ro-ro ships and tankers. Ships and Offshore Structures, Volume 3, No. 4 (2008), p. 289-303.

[18] RODRIGUES, J.M., TEIXEIRA, A.P., GUEDES SOARES, C. Assessment of still water bending moments for damaged hull girders. Maritime Technology and

Engineering – Guedes Soares & Santos (Eds), Taylor & Francis Group, London, 2015, p. 331-340.

[19] FOLSØ, L., RIZZUTO, E., PINO, E.:.Wave Induced Global Loads for a Damaged Vessel. Ships and Offshore Structures, Volume 3, No. 4 (2008), p. 269-287.

[20] LEE, Y., CHAN, H.-S., PU, Y., INCECIK, A., DOW, R.S. Global wave loads on a damaged ship. Ships and Offshore Structures, 7(3), No. 4 (2012), p. 237-268.

[21] HIRDARIS, S. et al., 2014. Loads for use in the design of ships and offshore structures. Ocean Engineering, 78, pp.131-174.

[22] LUIS, R.M., TEIXEIRA, A.P., GUEDES SOARES, C. Longitudinal strength reliability of a tanker hull accidentally grounded. Structural Safety, Volume 31, Issue 3 (2008), p. 224-233.

[23] HUSSEIN, A.W., GUEDES SOARES, C. Reliability and Residual Strength of Double Hull Tankers Designed According to the new IACS Common Structural Rules. Ocean Engineering 36(2009), p.1446-1459

[24] JIA, H., MOAN, T.. Reliability Analysis of Oil Tankers with Collision Damage. 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Estoril, Portugal, 2008.

[25] PRESTILEO, A., RIZZUTO, E., TEIXEIRA, A.P., GUEDES SOARES, C. Bottom damage scenarios of the hull girder structural assessment. Marine Structures 33 (2013), p.33-55.

[26] KHAN, I.A., DAS, P.K. Reliability analysis of intact and damaged ships considering combined vertical and horizontal bending moments. Ships and Offshore Structures, Volume 3, No. 4 (2008), p. 371-384.

[27] FANG, F., DAS, P.K.. Survivability and reliability of damaged ships after collision and grounding. Ocean Engineering 32(2005), p.293-307.

[28] ELIOPOULOU, E., PAPANIKOLAU, A., DIAMANTIS, P., HAMANN, R. Analysis of tanker casualties after Oil Pollution Act (USA, 1990). Journal of Engineering for the Maritime Environment, 226(4) (2013), p.301-312.

[29] PARUNOV, J., ĆORAK, M., GLEDIĆ, I. Comparison of two practical methods for seakeeping assessment of damaged ships, Analysis and Design of Marine Structures V, Guedes Soares, C., Shenoi, R. A. (ed.). London : Taylor & Francis Group, 2015.,pp. 37-44.

[30] GUEDES SOARES, C., TEIXEIRA, A.P. 2001. Risk assessment in maritime transportation. Reliability Engineering and System Safety 74, pp. 299-309.

[31] BUTT, N., JOHNSON, D., PIKE, K., PRYCE-ROBERTS, N., VIGAR, N. 2013. 15 years of shipping accidents. A review for WWF. Southampton Solent University.

[32] ALLIANZ GLOBAL CORPORATE & SPECIALTY. An annual review of trends and developments in shipping losses and safety. 2014. Safety and Shipping- Review 2014. www.agcs.allianz.com

[33] PAPANIKOLAOU, A., BITHA, K., ELIOPOULOU, E. 2015. Statistical analysis of ship accidents that occurres in the period 1990-2012 and assessment of safety level of ship types. Maritime Technology and Engineering – Guedes Soares & Santos (Eds). Taylor & Francis Group, London. pp. 227-233.

[34] IMO, 2008. Formal Safety Assessment (FSA) – Crude Oil Tankers, MEPC 58/INF.2.

[35] ITOPF, 2015. Oil tanker spill statistics 2014. International Tanker Owners Pollution Federation Limited. 2015. www.itopf.com

[36] ELIOPOULOU, E., PAPANIKOLAOU, A. 2007. Casualty analysis of large tankers. Journal of Maritime Science and Technology 12, pp. 240-250.

[37] PAPANIKOLAOU, A., ELIOPOULOU, E. 2008. Impact of ship age on tanker accidents. 2nd Int. Symposium on "Ship Operations, Management and Economics", Athens, The Greek Section of the SNAME

[38] ABS, DNV, LLR. Common Structural Rules for Double-hull Oil Tankers. Structural Defect Experience, 16 August 2005.

[39] VENTIKOS, N.P., KOIMTZOGLOU, A., LOUZIS, K. 2015. Statistics for marine accidents in adverse weather conditions. Maritime Technology and Engineering – Guedes Soares & Santos (Eds). Taylor & Francis Group, London. pp. 243-251.

[40] UK P and I Club Reports. 1987-1997. www.ukpandi.com

[41] SAMUELIDES, M. S., VENTIKOS, N. P., GEMELOS, I. C. 2009. Survey on grounding incidents: Statistical analysis and risk assessment. Ships and Offshore Structures, 4:1,p.55 - 68

[42] PAIK, J.K, KIM,B.J., SEO, J.K., Methods for ultimate limit state assessment of ships and ship-shaped offshore structures: Part III hull girders, Ocean Engineering 35 (2008) 281–286.

[43] IMO, Maritime Safety Committee MSC 81/INF.6, Goal-based new ship construction standards - linkage between FSA and GBS, 2006.

[44] HUGES, O.F., PAIK, J.K., Ship Structural Analysis and Design, SNAME, 2010.

[45] SMITH, C.S., Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, Proceedings of the International Symposium on Practical Design in Shipbuilding, pp.73-79, 1977.

[46] ISSC, Committee III.1, "Ultimate strength", Volume 2, 19th International Ship and Offshore Structures Congress, Cascais, Portugal, 2015.

[47] PARUNOV, J., GUEDES SOARES, C. 2008. Effects of Common Structural Rules on hull-girder reliability of an Aframax oil tanker. Reliability Engineering and System Safety 93. pp.1317-1327.

[48] YOUSSEF, S.A., FAISAL, M., SEO, J.K., KIM, B.J., HA, Y.C., KIM, D.K., PAIK, J.K., CHENG, F., KIM, M.S. (2015): Assessing the risk of ship hull collapse due to collision, Ships and Offshore Structures. , DOI: 10.1080/17445302.2014.993110

[49] GUEDES SOARES, C., LUÍS, R.M., NIKOLOV, P.I., MODIGA, M., QUESNEL, T., DOWES, J., TODERAN, C., TACZALA, M., (2008), Benchmark Study on the use of Simplified Structural Codes to Predict the Ultimate Strength of a damaged ship hull, International Shipbuilding Progress, 55(1–2), pp. 87–107.

[50] GUEDES SOARES C, DOGLIANI M. Probabilistic modelling of time varying still-water load effects in tankers. Mar Struct 2000;13:129–43.

[51] GUEDES SOARES, C, PARUNOV, J. Structural reliability of a Suezmax oil tanker designed according to new Common structural rules. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 130. 2008.

[52] BUŽANČIĆ PRIMORAC, B., ĆORAK, M, PARUNOV, J. 2015. Statistics of still water bending moment of damaged ship. Analysis and Design of Marine Structures, Guedes Soares & Shenoi (Eds), Taylor and Francis Group., pp. 491-497.

[53] BUŽANČIĆ PRIMORAC, B., SLAPNIČAR, V., MUNIĆ, I., GRUBIŠIĆ, V., ĆORAK, M., PARUNOV, J., Statistics of Still Water Bending Moment of Damaged Suezmax Oil Tanker, 18th International Conference on Ships and Shipping Research 2015, June 24th – 26th , Lecco, Italy, M. Altosole and A. Francescutto (Editors), pp. 580-589.

[54] FALTINSEN O.M., Sea Loads and Offshore Structures, Cambridge University Press, Cambridge, 1990.

[55] HASSELMANN, K. et al., Measurements of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWP), Dt. Hydrogr. Z. A(8) (12), 1973.

[56] GUEDES SOARES, C., Representation of Double-Peaked Sea Wave Spectra, Ocean Engineering, Vol. 11, Issue 2, pp. 185-207, 1984.

[57] GUEDES SOARES, C., Effect of Spectral Shape Uncertainty in the Short Term Wave-Induced Ship Responses, Applied Ocean Research, Vol. 12, Issue 2, pp. 54-69, 1990.

[58] GUEDES SOARES, C., Effect of Wave Directionality on Long-Term Wave Induced Load Effects in Ship, Journal of Ship Research, Vol. 39, Issue 2, pp.150-159, 1995.

[59] GUEDES SOARES, C. and VIANA, P.C., Sensitivity of the Response of Marine Structures to Wave Climatology, Computer Modelling in Ocean Engineering, Schreffler, B. A. and Zienkiewicz, O. C. (Eds), A.A. Balkema Pub., Rotterdam, pp. 487-492, 1988.

[60] JENSEN, J. J., MANSOUR A. E., OLSEN A. S., Estimation of Ship Motions Using Closed-Form Expressions, Ocean Engineering, Vol. 31, pp. 61-85, 2004.

[61] ĐIGAŠ, A., ĆORAK, M., PARUNOV, J., Comparison of linear seakeeping tools for container ships, Proceedings of XX. Symposium (SORTA 2012), FSB - Brodarski institut, pp. 1-10, 2012.

[62] CRAMER E.H., FRIIS HANSEN P., Stochastic Modeling of Long Term Wave Induced Responses of Ship Structures, Marine Structures, Vol. 7, pp. 537-566, 1994.

[63] BREBBIA, C.A., WALKER, S., Dynamic Analysis of Offshore Structures, Butterworths, London, 1979.

[64] GUEDES SOARES, C., Stochastic modelling of Waves and Wave Induced Loads, Risk and Reliability in Marine Technology, C. Guedes Soares (ed), Balkema, Rotterdam, pp. 197-211, 1998.

[65] GUEDES SOARES, C., Effect of Heavy Weather Maneuvering on the Wave Induced Vertical Bending Moments in Ship Structures, Journal of Ship Research, Vol. 34, Issue 1, pp. 60-68, 1990.

[66] GUEDES SOARES, C., Effect of Wave Directionality on Long-Term Wave Induced Load Effects in Ship, Journal of Ship Research, Vol. 39, Issue 2, pp.150-159, 1995.

[67] MADSEN, H.O., KRENK, S., LIND, N.C., Methods of Structural Safety, Prentice-Hall Inc, Englewood Cliffs, 1986.

[68] OCHI, M.K., Applied Probability and Stochastic Processes, John Wiley & Sons, New York, 1990.

[69] IACS. 2000. Recommendation No. 34: standard wave data. Rev. 1.

[70] TEIXEIRA, A.P., GUEDES SOARES, C., (2010). Reliability assessment of intact and damaged ship structures. Advanced Ship Design for Pollution, Guedes Soares & Parunov (Eds), Taylor & Francis Group, London, p.79-93.

[71] TEIXEIRA, A.P., GUEDES SOARES, C, WANG, G.. Reliability based approach to determine the design loads for the remaining lifetime of ship hulls. Maritime Transportation and Exploitation of Ocean and Coastal Resources – Guedes Soares, Garbatov & Fonseca (eds), 2005 Taylor & Francis Group, London, p.1611-1619.

[72] GUEDES SOARES, C.. Combination of primary load effects in ship structures. Probabilistic Engineering Mechanics 7 (1992) 103-111

[73] TEIXEIRA A.P., GUEDES SOARES, C., CHEN, N.Z., WANG, G. 2013. Uncertainty analysis of load combination factors for global longitudinal bending moments of double-hull tankers. Journal of Ship Research 57(1): 42-58.

[74] GUEDES SOARES, C., TEIXEIRA, A.P. 2000. Structural reliability of two bulk carrier designs. Mar Struct 2000;13:107-28.

[75] BUŽANČIĆ PRIMORAC, B., PARUNOV, J. 2015. Probabilistic models of ultimate strength reduction of damaged ship. Transactions of FAMENA 39 (2), 55-74. 2015.

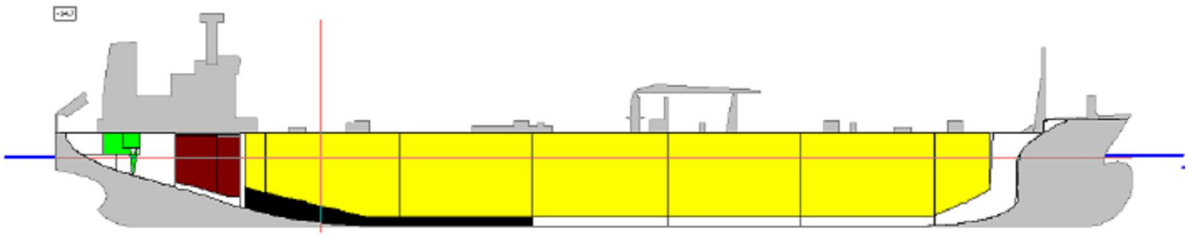
[76] BUŽANČIĆ PRIMORAC, B., PARUNOV, J., ŽIHA, K. Influence of the heeling angle on ultimate bending capacity of damaged ship. Proceedings of XXI Symposium (SORTA 2014). Tehnički fakultet, Sveučilište u Rijeci. Brodogradilište Viktor Lenac. 455-462. 2014.

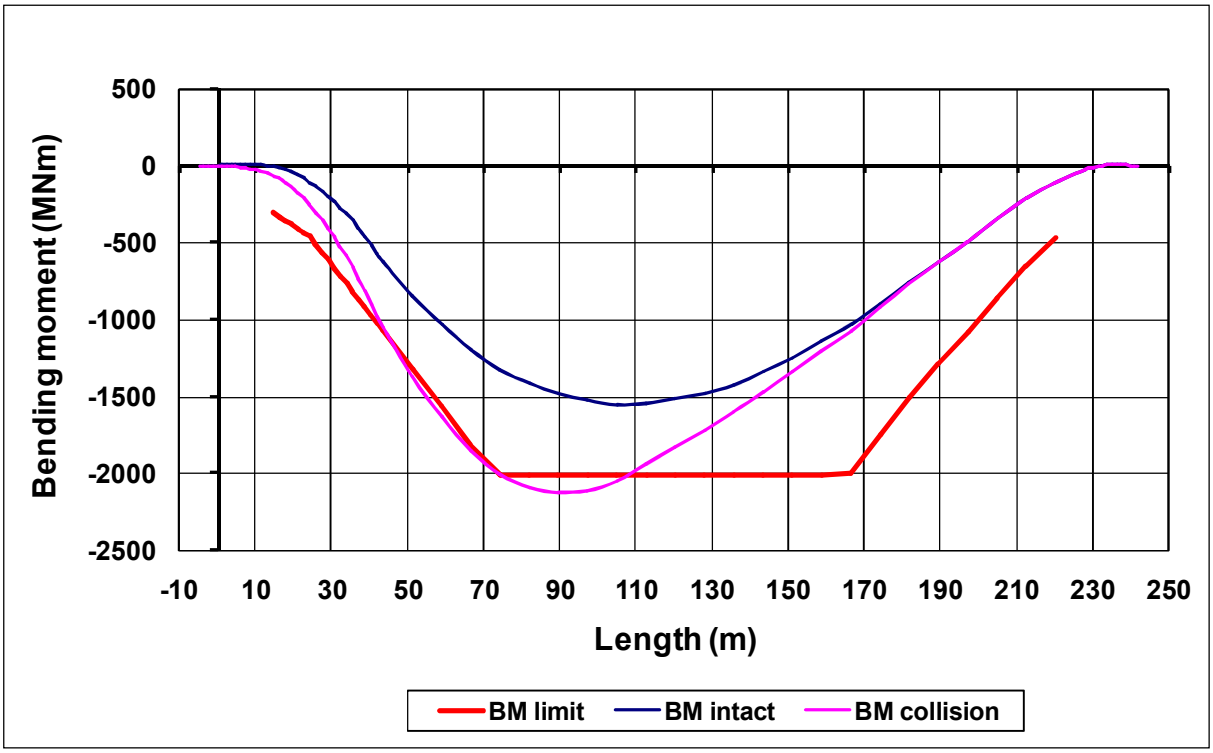
[77] PARUNOV, J.; ANDRIĆ, J.; ĆORAK, M.; KITAROVIĆ, S. Structural reliability assessment of container ship at the time of accident. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part M-Journal of Engineering for the Maritime Environment. 229 (2015), 2; 111-123.

[78] BUŽANČIĆ PRIMORAC, B., PARUNOV, J. Reduction of the ultimate strength due to crack propagation in damaged ship structure. Developments in Maritime Transportation and Exploitation of Sea Resources (IMAM 2013). 365-372. 2014.

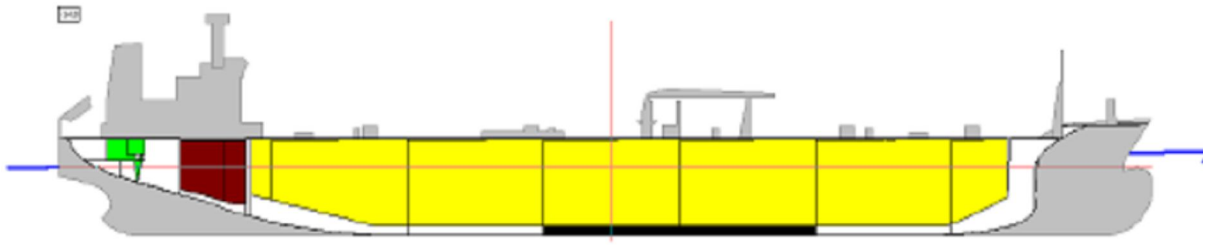
PRILOG A

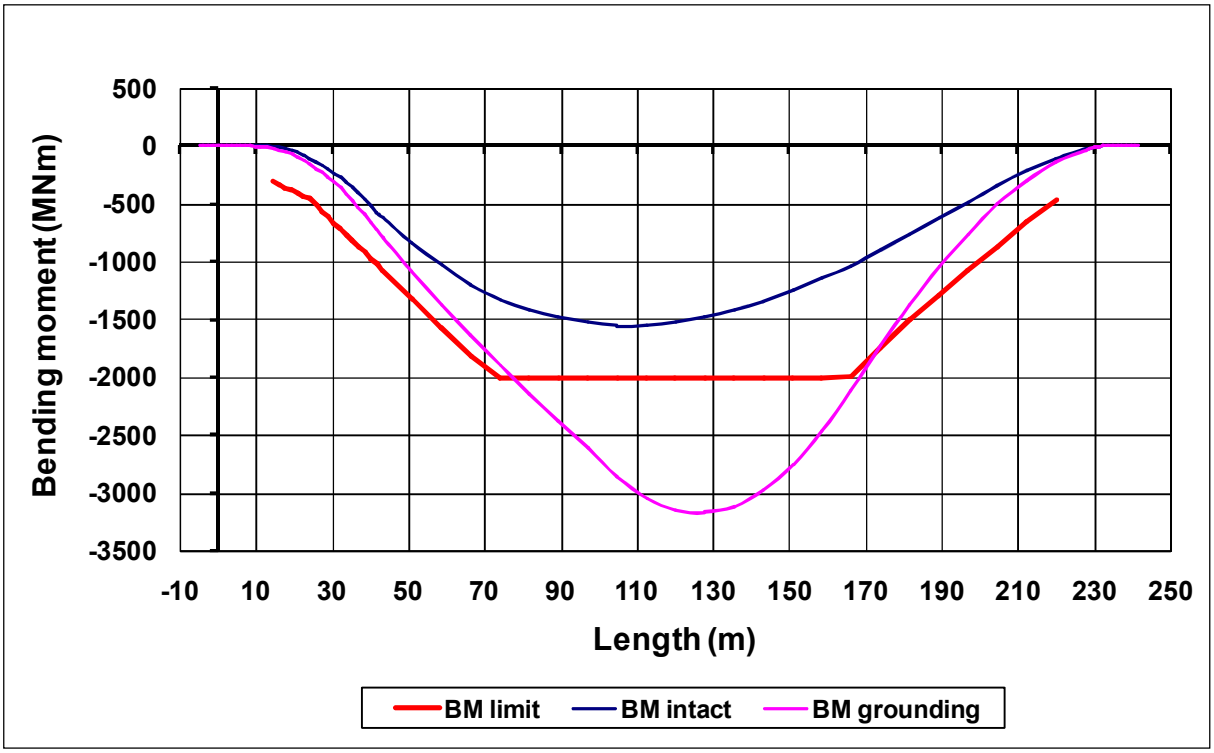
Prikaz raspodjela momenta savijanja za odabrane slučajeve oštećenja i neoštećeni Aframax i Suezmax tanker



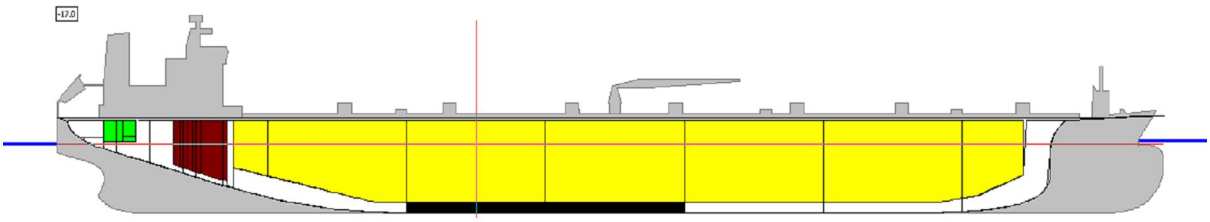


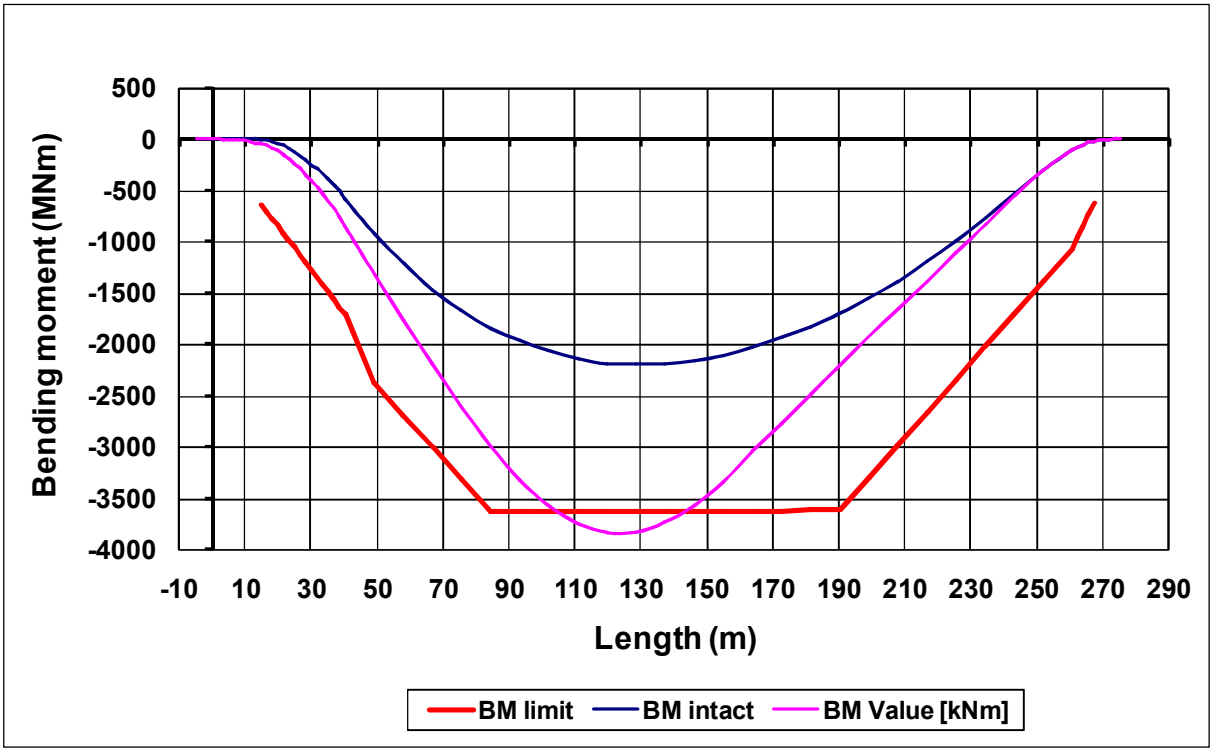
Slika A-1 Dijagrami momenta savijanja za neoštećeni Aframax tanker te slučaj sudarnog oštećenja balastnih tankova 5 i 6 s desne strane



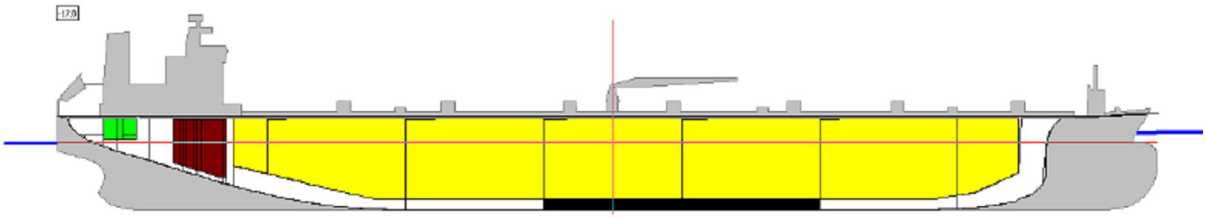


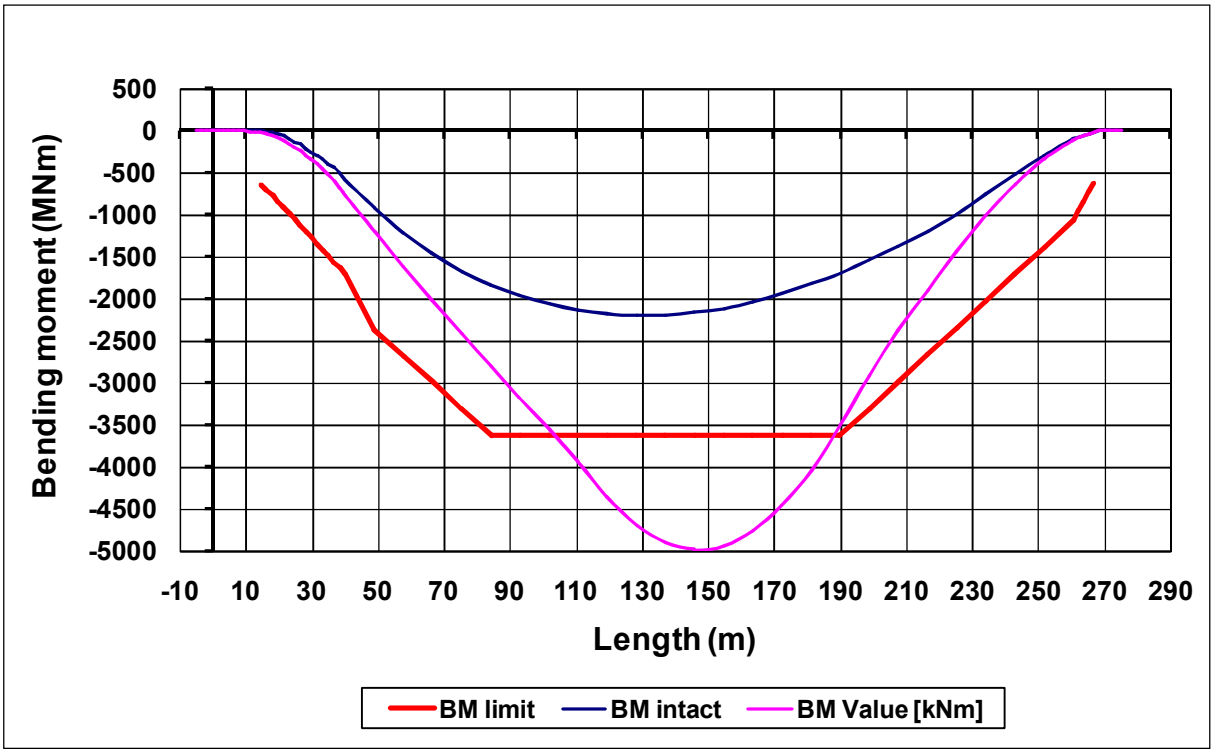
Slika A-2 Dijagrami momenta savijanja za neoštećeni Aframax tanker te slučaj oštećenja balastnih tankova 3 i 4 s lijeve i desne strane od nasukavanja





Slika A-3 Dijagrami momenta savijanja za neoštećeni Suezmax tanker te slučaj sudarnog oštećenja balastnih tankova 4 i 5 s desne strane

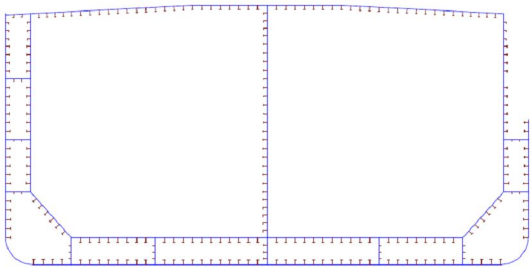




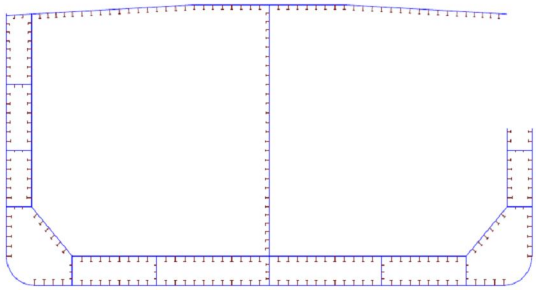
Slika A-4 Dijagrami momenta savijanja za neoštećeni Suezmax tanker te slučaj oštećenja balastnih tankova 3 i 4 s lijeve i desne strane od nasukavanja

PRILOG B

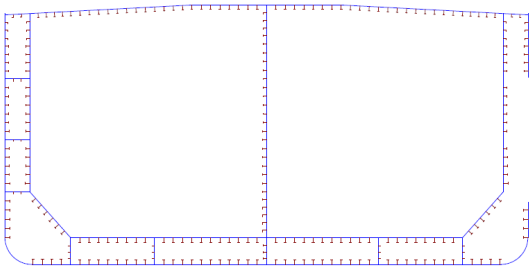
Modeliranje oštećenja uslijed sudara za Suezmax tanker u MARS-u



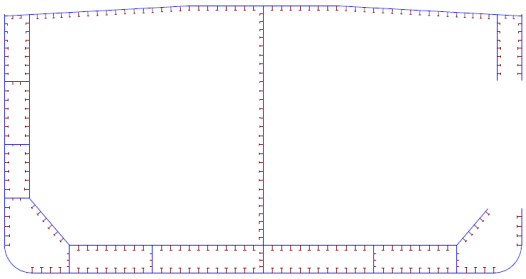
Slika B-1 Oštećenje samo vanjske oplate za $x \approx 40\ \%\ D$



Slika B-2 Oštećenje vanjske i unutarnje oplate za $x \approx 40\ \%\ D$



Slika B-3 Oštećenje samo vanjske oplate u području od 25 % do 75 % D



Slika B-4 Oštećenje vanjske i unutarnje oplate u području od 25 % do 75 % D

ŽIVOTOPIS

Branka Bužančić Primorac rođena je 16.07.1971. godine u Splitu, R Hrvatska, gdje završava osnovnu i srednju školu (Matematičko-informtički obrazovni centar). Diplomirala je na studiju brodogradnje, Fakulteta strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu, u srpnju u 1998. godine. Godinu dana nakon završetka studija, u travnju 1999. godine, zaposlila se u brodogradilištu Brodosplit d.d. kao projektant u Odjelu projektiranja broda, gdje je od 2005. obavljala poslove samostalnog projektanta. U siječnja 2008. godine zaposlila se na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Splitu kao znanstveni novak – asistent, a u prosincu iste godine upisala poslijediplomski doktorski studij brodogradnje na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu.

Udana je i majka je sedmogodišnjeg sina.

BIOGRAPHY

Branka Bužančić Primorac was born on 16th July, 1971 in Split, Croatia, where she finished elementary and secondary scool (Mathematic-informatic school). She graduated in naval architecture at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb in July, 1998. One year after the graduation, in April, 1999, she was employed by shipyard Brodosplit d.d., as designer engineer in Design department. In January, 2008, she changed her job by moving to Faculty of Electrical Engineering, Mechanical Engineering and Naval Architecture at University of Split, where she is still employed as junior researcher – assisstent. At the end of 2008, she has entered the post-graduation doctoral study of naval architecture at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.

She is married and the mother of one seven-years old son.