Spektralna analiza zamora brodskih konstrukcija

Rudan, Smiljko

Scientific master's theses / Magistarski rad

2002

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:235:045446

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-03-29**

Repository / Repozitorij:

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





SVEUČILIŠTE U ZAGREBU

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

SPEKTRALNA ANALIZA ZAMORA BRODSKIH KONSTRUKCIJA

MAGISTARSKI RAD

Mentor: prof. dr. dc. Ivo Senjanović **Smiljko Rudan**

ZAGREB, 2002.

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK: 629.5.620.1

Ključne riječi: brodska konstrukcija, strukturni detalji, zamor materijala, žarišna naprezanja, spektralna analiza.

Znanstveno područje: TEHNIČKE ZNANOSTI

Znanstveno polje: Brodogradnja

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

Mentor rada: dr. sc. Ivo Senjanović, red. prof.

Broj stranica: 127

Broj slika: 56

Broj tablica: 19

Broj korištenih bibliografskih jedinica: 57

Datum obrane:

Povjerenstvo:

dr. sc. Slobodan Kralj, red. prof. – predsjednik povjerenstva
dr. sc. Ivo Senjanović, red. prof. – voditelj magistarskog rada
dr. sc. Tomislav Filetin, red. prof. – član
dr. sc. Mirko Husnjak, docent – član
dr. sc. Nenad Vulić, Hrvatski registar brodova, docent, FESB Split - član

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

Sveučilište u Zagrebu
Fakultet strojarstva i brodogradnje
Poslijediplomski znanstveni studij
Smjer Brodogradnja i pomorska tehnika

Zagreb, 2000-10-11

Zadatak za magistarski rad

Kandidat: *Smiljko Rudan, dipl. inž. strojarstva*

Naslov zadatka: **Spektralna analiza zamora brodskih konstrukcija**

Sadržaj zadatka:

Sniženje kriterija stabilnosti pri suvremenoj analizi i optimiziranju brodskih konstrukcija, upotreba čelika povišene čvrstoće, nestandardni strukturni detalji i nedovoljno pouzdani kriteriji zamorne izdržljivosti povećavaju rizik oštećenja i popuštanja strukturnih elemenata broda uslijed zamora materijala.

Zbog toga, klasifikacijska društva poklanjaju sve veću pažnju fenomenu zamora materijala i stalno usavršavaju postupke i pravila za određivanje životnog vijeka strukturnih dijelova broda. Jedna od sofisticiranih takvih metoda je spektralna analiza zamora.

U okvirima ove aktualne problematike magistarski rad treba obuhvatiti:

1. Pregled metoda određivanja zamora strukturnih detalja s naglaskom na metodu žarišnih naprezanja. Primjenu metode ilustrirati numeričkim proračunom odabranog problema uz pojednostavljena opterećenja, te mogućnost optimizacije detalja.
2. Prikaz metode spektralne analize: teorijska podloga, numerički postupci, utjecajni faktori, pretpostavke. Određivanje životnog vijeka strukturnog detalja statističko-vjerojatnosnom analizom zamora.
3. Ilustriraciju spektralne analize na primjeru proračuna zamorne izdržljivosti odabranih strukturnih detalja za suvremeni tanker s dvostrukom oplatom. Analizirati utjecaj pojedinih faktora na proračunati životni vijek. Za proračun valnog opterećenja i odziva konstrukcije koristiti raspoloživi programski paket.
4. Usporediti rezultate spektralne analize s rezultatima pojednostavljenog proračuna prema pravilima Det Norske Veritasa. Analizirati rezultate, te dati prijedloge za daljnja istraživanja.

Zadatak zadan: 17. 10. 2000.
Rad predan:

Mentor:

Prof. dr. sc. Ivo Senjanović

Voditelj smjera:

Prof. dr. sc. Vedran Žanić

Predsjednik Odbora za poslijediplomske studije:

Prof. dr.sc. Božo Vranješ

Zahvaljujem profesoru Senjanoviću na ukazanom povjerenju, trajnoj podršci i strpljenju, i posebno na znanju i iskustvu koje mi je prenio.

Zahvaljujem se i ostalim profesorima Zavoda za brodogradnju i pomorsku tehniku FSB koji su mi, svaki na svoj način, kroz ove godine pokazivali ponekad očitu težinu i ponekad skrivenu ljepotu brodograđevnog umijeća.

Um agradecimento especial para o professor Carlos Guedes Soares, professor Yordan Garbotov e muitos outros colegas do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal. Todos eles me deram não só valiosos conhecimentos profissionais e entusiasmo mas também me fizeram sentir em Portugal como se estivesse em casa, passando agradaveis momentos com bons amigos.[1]

Zahvaljujem mojima. Naučili su me sve i dali su mi sve. Kroz mene su i oni napisali ovaj rad i ja im ga samo uvezanog predajem.

[1] *(Prijevod s portugalskog) Posebno se zahvaljujem profesoru Carlosu Guedesu Soaresu, profesoru Yordanu Garbatovu i drugim kolegama s Instituto Superior Tecnico u Lisabonu, Portugal. Pružili su mi ne samo poticaj i vrijedno stručno znanje nego i učinili da se u Portugalu osjećam kao kod kuće, provodeći lijepe trenutke s dobrim prijateljima.*

Predgovor

Ovaj rad nastao je u okviru znanstveno-istraživačkog projekta "Brodske i pomorske konstrukcije", Ministarstva znanosti i tehnologije Republike Hrvatske, br. 120012. Također, značajan dio rada razrađen je u okviru projekta FatHTS, "Fatique Based Design Rules for the Application of High Tensile Steels in Ships", Evropske zajednice tijekom studijskog boravka pristupnika pri Instituto Superior Tecnico (IST) u Lisabonu, Portugal. Cilj istraživanja jest bolje razumijevanje problema zamora brodskih konstrukcija. Zadatak rada bila je provedba izravnog proračuna zamornog oštećenja spektralnim postupkom analize zamora strukturnih detalja brodskih konstrukcija. Dio rada koji se temelji na rezultatima istraživanja obavljenih pri IST objavljuju se ovdje uz dopuštenje prof. dr. sc. Carlos Guedes Soares, predstojnika Zavoda za brodogradnju IST. Izradu ovog rada kontinuirano je nadgledao voditelj magistarskog rada prof. dr. sc. Ivo Senjanović.

SADRŽAJ

SAŽETAK iv

SUMMARY v

KLJUČNE RIJEČI vi

POPIS KRATICA I OZNAKA vii

POPIS SLIKA xiii

POPIS TABLICA xv

1. Uvod 1

2. Zamor brodskih konstrukcija 3

2.1 Fizikalne osnove zamora materijala 3

2.2 Problem zamora u brodskim konstrukcijama 5

2.3 Analiza zamora 7

2.3.1 Metoda kumulativnog oštećenja 8

2.3.2 Mehanika loma 8

2.3.3 Vjerojatnosna metoda određivanja pouzdanosti 9

2.3.4 Naprezanja u analizi zamora 9

2.3.5 Utjecajni parametri zamora 10

2.4 Postupci analize zamora 12

2.4.1 Pojednostavljeni postupak 12

2.4.2 Spektralna analiza zamora 13

3. Valno opterećenje 17

3.1 Potencijal brzine 17

3.2 Hidrodinamički rubni uvjeti 17

3.3 Teorija harmonijskih progresivnih valova 18

3.4 Odziv konstrukcije na harmonijskom valu 19

3.5 Pridružena masa, hidrodinamičko prigušenje i povratna sila 20

3.6 Valne sile i momenti 21

3.7 Jednadžbe njihanja krutog tijela na harmonijskom valu 22

3.8 Panel metoda 22

4. Odziv konstrukcije 25

4.1 Strukturni modeli 25

4.2 Modeli koncentracije naprezanja 26

4.3 Primjer 1 - Donji zgib uzvojnog tanka 26

4.3.1 Model donjeg zgiba uzvojnog tanka 27

4.3.2 Usporedba s rezultatima zamornih testova ... 30
4.4 Primjer 2 - Koljeno okvirnog rebra ... 31
4.4.1 Model koljena okvirnog rebra ... 31
4.4.2 Usporedba s objavljenim rezultatima ... 34
4.5 Problem ekstrapolacije naprezanja ... 36

5. Statistička analiza valnog opterećenja ... 39
5.1 Osnovne definicije teorije vjerojatnosti ... 39
5.2 Slučajni procesi ... 41
5.3 Matematički opis valnog spektra oceana ... 45
5.4 Ponašanje broda na uzburkanom moru ... 45
5.5 Kratkoročna razdioba vršnih vrijednosti odziva ... 47
5.6 Dugoročna razdioba vršnih vrijednosti odziva ... 47

6. Akumulacija oštećenja ... 50
6.1 Standardne S-N krivulje ... 50
6.1.1 HSE S-N krivulje ... 51
6.1.2 IIW S-N krivulje ... 51
6.2 Univerzalne S-N krivulje ... 52
6.3 Određivanje zamornog vijeka korištenjem S-N krivulja ... 54
6.4 Određivanje zamornog vijeka strukturnog detalja ... 56

7. Pojednostavljeni postupak analize zamora ... 58
7.1 Određivanje valnog opterećenja ... 59
7.2 Proračun naprezanja ... 60
7.3 Dugoročna razdioba naprezanja i zamorno oštećenje ... 61

8. Spektralna analiza zamora ... 62
8.1 Određivanje hidrodinamičkog opterećenja ... 62
8.2 Određivanje odziva konstrukcije ... 64
8.2.1 Globalni strukturni model ... 64
8.2.2 Određivanje prijenosnih funkcija nazivnog naprezanja ... 66
8.2.3 Određivanje prijenosnih funkcija žarišnog naprezanja ... 66
8.2.4 Rubni uvjeti i opterećenje modela ... 68
8.2.5 Naprezanja uzrokovana deformacijom globalnog modela ... 68
8.2.6 Naprezanja uslijed djelovanja hidrodinamičkog tlaka na oplatu ... 71
8.2.7 Rezultirajuće naprezanje ... 72
8.3 Dugoročna razdioba naprezanja ... 73
8.3.1 Proračun zamornog oštećenja ... 75
8.4 Usporedba s objavljenim rezultatima ... 76
8.4.1 Usporedba s rezultatima Germanischer Lloyda ... 76
8.4.2 Usporedba s rezultatima pojednostavljenog postupka ... 82
8.4.3 Kvalitativna usporedba s rezultatima iz literature ... 84

9. Zaključak ... 89

LITERATURA 93
KRATKI ŽIVOTOPIS 97
CURRICULUM VITAE 98
PRILOZI 99

SAŽETAK

Gradnju suvremenih brodova odlikuje izrada nestandardnih strukturnih detalja, korištenje čelika povišene čvrstoće, optimizacija konstrukcije uz pouzdanije određivanje kriterija nosivosti. Takve značajke gradnje često su praćene povećanim rizikom zamornog oštećenja. Zamor materijala u strukturnim detaljima brodskih konstrukcija prepoznat je kao značajan problem i predmet je intenzivne znanstveno-istraživačke aktivnosti. U radu je prikazan kratak pregled postupaka analize zamora brodskih konstrukcija. Naglasak je stavljen na spektralnu metodu analize zamora kao sofisticiranog načina proračuna očekivane dinamičke izdržljivosti konstrukcije. Prikazana su i napravljena sva četiri koraka spektralne analize. Izrađeni su globalni i lokalni modeli konačnih elemenata i određene prijenosne funkcije naprezanja za tipičan strukturni detalj tankera s dvostrukom oplatom. Posebno je prikazan postupak određivanja žarišnih naprezanja. Na osnovi izračunatih prijenosnih funkcija određena je dugoročna razdioba naprezanja i izračunato je zamorno oštećenje detalja. Dobiveni rezultati uspoređeni su s rezultatima pojednostavljenog proračuna i nekim rezultatima poznatim iz literature.

SUMMARY

Building of modern cargo ships is characterized by nonstandard structural details design, the application of high tensile steels and the construction optimization by reliable determination of load carrying capability. Such shipbuilding characteristics are often accompanied by increased risks of fatigue damage. Fatigue of structural details in ship constructions is recognized as an important problem and has become a subject of intensive scientific research. A short review of the methods for fatigue analysis of ship constructions is presented in this thesis. The emphasis is on the spectral fatigue analysis method, which is a sophisticated fatigue strength evaluation method. All four steps of the spectral analysis method are presented. Global and local finite element models were generated and stress transfer functions for a typical structural detail of a double hull tanker were determined. Special attention is paid to hot-spot stresses evaluation procedure. On the basis of known stress transfer functions, a long-term stress range distribution was evaluated and then fatigue damage was calculated. The obtained results were compared with the results of simplified fatigue damage calculation and the published results.

KLJUČNE RIJEČI

Brodska konstrukcija, strukturni detalji, zamor materijala, žarišna naprezanja, spektralna analiza.

KEYWORDS

Ship structure, structural details, fatigue, hot-spot stress, spectral analysis.

POPIS KRATICA I OZNAKA

A_{kj}, B_{kj}, C_{kj}	- hidrodinamički koeficijenti
a_i	- valna amplituda, m
a_k	- faktor korelacije globalnih naprezanja
a_t	- dužina tanka, m
a_x	- ubrzanje uslijed zalijetanja broda, m/s^2
a_y	- ubrzanje uslijed zanošenja i zaošijanja broda, m/s^2
a_z	- ubrzanje uslijed poniranja broda, m/s^2
$\overline{a}$	- parametar S-N krivulje, točka presjecišta $\log N$ osi
B	- širina broda, m
b	- dužina stranice koljena, mm
b_f	- ekvivalentna širina pojasa nosača, mm
b_k	- faktor korelacije lokalnih naprezanja
b_t	- visina tanka, mm
C	- parametar rasta pukotine
C_B	- koeficijent istisnine
C_{XY}	- kovarijanca slučajnih varijabli X i Y
D	- kumulativno oštećenje
D_b	- visina broda, m
da/dN	- brzina rasta pukotine, mm/ciklus
$E(X)$	- očekivanje slučajne varijable
f_e	- faktor očekivanog stanja mora
f_m	- faktor srednjih naprezanja
F_j	- kompleksne amplitude uzbudnih sila i momenata
$F(\tilde{x})$	-razdioba vršnih vrijednosti

$F(\Delta\sigma)$ - razdioba raspona vršnih naprezanja

$F(\sigma_a)$ - razdioba vršnih vrijednosti naprezanja

$[f(\sigma)]_L$ - funkcija vjerojatnosti dugoročne razdiobe vršnih vrijednosti

$f(\phi)$ - funkcija smjera

$f(x)$ - funkcija vjerojatnosti kontinuirane varijable

$f(\tilde{x})$ - funkcija vjerojatnosti vršnih vrijednosti

$[f(\sigma)]_{ijkl}$ - funkcija vjerojatnosti kratkoročne razdiobe vršnih vrijednosti

$G(\omega)$ - frekvencijska funkcija (Fourierove transformacije)

$g(t)$ - vremenska funkcija (Fourierove transformacije)

h - parametar mjerila Weibullove razdiobe, MPa

h_m - dubina mora, m

H - visina uzdužnjaka, mm

$\overline{H}$ - srednja valna visina, m

H_S - značajna valna visina, m

h_{db} - širina tanka u dvoboku, mm

i_a - moment otpora poprečnog okvira, mm^3

i_b - moment otpora uzdužne proveze, mm^3

I_a - moment inercije poprečnog okvira, mm^4

I_b - moment inercije uzdužne proveze, mm^4

k - valni broj

K_{SIF} - faktor intenzivnosti naprezanja

ΔK - raspon faktora intenzivnosti naprezanja

ΔK_C - kritična vrijednost raspona faktora intenzivnosti naprezanja

ΔK_{th} - granična vrijednost raspona faktora intenzivnosti naprezanja

K_{aksial} - faktor koncentracije uzdužnog naprezanja

K_{SCF} - faktor koncentracije naprezanja

$K_{bending}$ - faktor koncentracije savojnog naprezanja

K_w - faktor koncentracije zareznog naprezanja zbog zavara

L - dužina broda, m

l - efektivna dužina nosača, mm

l_s - razmak rebara, mm

M_{jk} - komponente matrice poopćenih sila

$M_{wo,h}$ - moment savijanja trupa uslijed pregiba broda, kNm

$M_{wo,s}$ - moment savijanja trupa uslijed progiba broda, kNm

M_h - horizontalni moment savijanja trupa, kNm

m - parametar S-N krivulje (negativni recipročni nagib)

m_i - spektralni moment i-tog reda, m^2/s^i

n - vektor normale površine

n_{0l} - visina neutralne osi iznad osnovke, m

n_0 - zadani broj ciklusa opterećenja

$\overline{n}$ - srednji broj odziva

p_e - vanjski hidrodinamički tlak, kN/m^2

P_f - dopuštena vjerojatnost oštećenja

p_i - unutarnji hidrodinamički tlak, kN/m^2

p_0 - atmosferski tlak, bar

q - parametar oblika Weibullove razdiobe

$R(\tau)$ - autokorelacijska funkcija

r_a - udaljenost zavara od neutralne osi dvoboka, mm

S - širina oplate iznad i ispod proveze, mm

$S(\omega)$ - funkcija spektralne gustoće

$S(\omega, H_S, T_Z)$ - ordinata Pierson-Moskowitz spektra

s - razmak uzdužnjaka, mm

t - širina, dužina ili visina konačnog elementa, mm

t_b - debljina koljena, mm

t_f - ekvivalentna debljina pojasa nosača, mm

t_{fr} - debljina poprečnog okvira, mm

t_p - debljina oplate, mm

T_P - period posrtanja broda, s

t_{p2} - debljina unutarnje oplate, mm

T_R - period ljuljanja broda, s

T_S - valni period, s

$\overline{T}$ - srednji valni period, s

t_w - debljina struka, mm

U - brzina gibanja tijela, m/s

v - brzina broda, čvor

$\mathbf{V}$ - vektor brzine čestice fluida, m/s

X - slučajna varijabla

$X(t)$ - slučajni proces, uzbuda linearnog sustava

$\widetilde{X}_{1/3}$ - značajna vrijednost (valne visine, m)

x - udaljenost žarišne točke od kraja nosača, mm

$Y(t)$ - odziv linearnog sustava

z - položaj iznad osnovke broda, m

z_{01} - udaljenost pojasa nosača od neutralne osi, mm

Z_S - moment otpora na vrhu pojasa nosača, m^3

Z_V - vertikalni moment otpora glavnog rebra – paluba i bok, m^3

$w(H_S, T_Z)$ - funkcija vjerojatnosti pojave određenog stanja mora

$w(L)$ - težinski faktor stanja krcanja broda

$w(V)$ - težinski faktor brzine broda

β - kut širenja valova, rad

χ - faktor sigurnosti,

ε - širina pojasa spektra

Φ - funkcija vjerojatnosti Gaussove razdiobe

ϕ - potencijal brzine tekućine

φ - kut nailaska valova, rad

γ	- fazni kut, rad
Γ	- Gamma funkcija
η_k	- amplituda harmonijskog gibanja
η_L	- očekivani broj odziva u životnom vijeku broda
μ	- očekivanje slučajne varijable
ρ	- gustoća tekućine, kg/m^3
ρ_{XY}	- koeficijent korelacije slučajnih varijabli X i Y
Ω	- ukupna energija slučajnog procesa
ω	- valna frekvencija, rad/s
ω_e	- frekvencija susretanja, rad/s
σ	- standardna devijacija slučajne varijable, MPa
σ_{glob}	- globalno naprezanje, MPa
σ_{loc}	- lokalno naprezanje, MPa
σ_{nom}	- nazivno naprezanje, MPa
σ^2	- varijanca slučajne varijable, (MPa)^2
$\Delta\sigma_G$	- raspon globalnih naprezanja, MPa
$\Delta\sigma_l$	- raspon lokalnih naprezanja, MPa
$\Delta\sigma_0$	- raspon rezultirajućih naprezanja, MPa
τ	- vremenski interval, s
ξ	- amplituda vala, m

ABS	- American Bureau of Shipping
BV	- Bureau Veritas
DNV	- Det Norske Veritas
GL	- Germanischer Lloyd
HP	- Holand profil
IACS	- International Association of Classification Societies

IIW	- International Institute of Welding
IST	- Instituto Superior Tecnico
LR	- Lloyd's Register of Shipping
NK	- Nippon Kyokai
RINA	- Registro Italiano Navale
KR	- Korean Register of Shipping

POPIS SLIKA

Slika 2-1 Nastanak i širenje pukotine 4
Slika 2-2 Teretni prostor tipičnog broda za prijevoz rasutog tereta 5
Slika 2-3 Mjesta izložena povećanom riziku nastanka pukotine 6
Slika 2-4 Shema S-N pristupa određivanju zamornog oštećenja 8
Slika 2-5 Utjecaj dimenzija detalja na parametre S-N krivulje 12
Slika 2-6 Shematski prikaz četiri koraka spektralne analize 14
Slika 3-1 Kontrolna površina i rubni uvjeti 21
Slika 3-2 Pretpostavljena i stvarna promjena lokalnog naprezanja 23
Slika 3-3 Hidrodinamički tlak na kratkim i dugim valovima 24
Slika 4-1 Kritični strukturni detalj: donji zgib uzvojnog tanka 26
Slika 4-2 Testni uzorak i strukturni model zgiba uzvojnog tanka 27
Slika 4-3 Različite izvedbe zgiba uzvojnog tanka 28
Slika 4-4 Shematski prikaz opterećenja modela 28
Slika 4-5 Deformacije u okolini zgiba 29
Slika 4-6 Razdioba naprezanja za C2 model zgiba 29
Slika 4-7 Shematski prikaz položaja pukotina na C2.2 uzorku [38] 31
Slika 4-8 Model koljena okvirnog rebra 32
Slika 4-9 C3.1 izvedba vrha koljena 33
Slika 4-10 C3.2 izvedba vrha koljena 33
Slika 4-11 C3.3 izvedba vrha koljena 33
Slika 4-12 Razdioba naprezanja pred vrhom koljena okvirnog rebra 34
Slika 4-13 Modeliranje strukturnih detalja 2D i 3D konačnim elementima 36
Slika 4-14 Žarišna točka i Gaussove točke u jednostavnim 2D konačnim elementima 37
Slika 6-1 HSE S-N krivulje 50
Slika 6-2 IIW S-N krivulje 51
Slika 6-3 Shematski prikaz korištenja S-N krivulje 55
Slika 6-4 S-N krivulja za opterećenja promjenjive amplitude 55
Slika 7-1 Plan tankera i osnovne izmjere 58
Slika 7-2 Glavno rebro tankera 59
Slika 7-3 Tlačno opterećenje potpuno nakrcanog broda i broda u balastu 59
Slika 8-1 Hidrodinamički model broda 63
Slika 8-2 Globalni strukturni model 64
Slika 8-3 Položaj uzdužnjaka na globalnom modelu 65
Slika 8-4 Lokalni model uzdužnjaka i detalj koljena 67

Slika 8-5 Lokalni gredni model uzdužnjaka 68
Slika 8-6 Jedinično kontinuirano opterećenje lokalnog grednog modela 68
Slika 8-7 Polje naprezanja u okolini koljena uzdužnjaka 69
Slika 8-8 Maksimalna naprezanja u vrhu koljena 69
Slika 8-9 Prijenosne funkcije globalnih žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, balast 70
Slika 8-10 Prijenosne funkcije globalnih žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, nakrcan brod. 70
Slika 8-11 Deformacije i naprezanja lokalnog grednog modela 72
Slika 8-12 Prijenosne funkcije žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, balast 72
Slika 8-13 Prijenosne funkcije žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, nakrcan brod 73
Slika 8-14 Dugoročna razdioba žarišnih naprezanja 74
Slika 8-15 Položaj strukturnih detalja na globalnom modelu 77
Slika 8-16 Postotna razlika nazivnih naprezanja 78
Slika 8-17 Postotne razlike površina ispod prijenosnih funkcija 79
Slika 8-18 Dugoročna razdioba naprezanja za uzdužnjak palube 80
Slika 8-19 Dugoročna razdioba naprezanja uzdužnjaka boka 81
Slika 8-20 Položaj strukturnih detalja na boku broda 84
Slika 8-21 Mreža konačnih elemenata strukturnih detalja 1, 2, 3 i 4 85
Slika 8-22 Prijenosne funkcije rezultirajućih žarišnih naprezanja za detalj 2 85
Slika 8-23 Dugoročna naprezanja za detalje 1, 2, 3 i 4 86
Slika 8-24 Raspodjela zamornog oštećenja po visini broda u balastu 86
Slika 8-25 Raspodjela zamornog oštećenja po visini potpuno nakrcanog broda 87
Slika 8-26 Akumulirano zamorno oštećenje 87
Slika 8-27 Raspodjela lomova po boku tipičnog TAPS tankera 88

POPIS TABLICA

Tablica 2-1 Prikaz postupaka analize zamora prema klasifikacijskim društvima [10], [54] 16
Tablica 4-1 Izmjerena i izračunata naprezanja i faktori koncentracije naprezanja 30
Tablica 4-2 Naprezanja i faktor koncentracije naprezanja C3 modela 34
Tablica 4-3 Rezultati strukturne analize koljena – kritična točka 1 35
Tablica 4-4 Rezultati strukturne analize koljena – kritična točka 2 35
Tablica 6-1 Usporedba rezultata za različite S-N krivulje [6] 53
Tablica 6-2 Usporedba zamornog vijeka za različite S-N krivulje [6] 53
Tablica 7-1 Osnovne izmjere broda 58
Tablica 7-2 Rezultati pojednostavljenog proračuna 61
Tablica 8-1 Osnovne izmjere broda 63
Tablica 8-2 Faktor koncentracije aksijalnog naprezanja 71
Tablica 8-3 Faktor koncentracije žarišnog naprezanja 73
Tablica 8-4 Parametri dugoročne raziobe žarišnih naprezanja 74
Tablica 8-5 Zamorno oštećenje strukturnog detalja 75
Tablica 8-6 Postotne razlike nazivnih naprezanja 78
Tablica 8-7 Postotne razlike površina ispod prijenosnih funkcija 79
Tablica 8-8 Parametri dugoročne razdiobe naprezanja za uzdužnjak palube 80
Tablica 8-9 Parametri dugoročne razdiobe naprezanja uzdužnjaka boka 81
Tablica 8-10 Usporedba rezultata pojednostavljene i spektralne analize 83

1. UVOD

Zamor materijala uzrokuje nastanak i širenje pukotina u strukturnim detaljima brodskih konstrukcija. Pojavljuje se kao problem i u avionskim, pučinskim, cestovnim i drugim konstrukcijama kao posljedica cikličkog opterećenja.

Brodske konstrukcije osjetljive su na zamor materijala iz niza razloga: sastoje se od velikog broja različitih strukturnih detalja, izložene su valnom opterećenju kroz dugi niz godina, služe u korozivnoj sredini, a nije rijetkost izostanak kvalitetnog i redovnog održavanja, pogotovo kod starijih brodova.

Suvremene konstrukcije često su praćene dodatnim rizicima zamornog oštećenja. Korištenjem čelika povišene čvrstoće i smanjenjem dimenzija strukturnih detalja omogućene su uštede na materijalu i težini broda, ali i relativno povećane lokalne koncentracije naprezanja. Optimizacijom brodske konstrukcije i snižavanjem kriterija stabilnosti, te izradom netipičnih i pojednostavljenih strukturnih detalja nastoji se ostvariti dodatne uštede.

Zbog svega navedenog zainteresirana stručna i znanstvena javnost posljednjih godina problemu zamora brodskih konstrukcija pridaje posebnu pažnju; trogodišnja izvješća kongresa ISSC (International Ship and Offshore Structures Congress) pokazuju koliko se truda ulaže u rješavanje tog problema. Cilj znanstvenog istraživanja je bolje razumijevanje procesa zamornog oštećenja brodskih konstrukcija i utvrđivanje odgovarajućih i preciznih postupaka njegove procjene kako u projektnoj fazi, tako i u vrijeme službe broda.

Istraživač koji se suočava s problemom zamora materijala u brodskim konstrukcijama nalazi se pred nemalim teškoćama. Brod je izvanredno velika i složena konstrukcija, no oštećenje materijala započinje u detaljima strukture na mikroskopskoj razini. Oceanski valovi su nepravilni, nepredvidivi i neizbježni, a upravo o njima ovisi najveći dio opterećenja i naprezanja koja uzrokuju širenje pukotina. Predviđeni radni vijek broda iznosi dvadeset, a ponekad i više godina pri čemu su uvjeti plovidbe, stanje na moru, održavanje broda, stanja krcanja, plovne rute i drugi parametri službe različiti za svaki pojedini brod, ali podjednako utječu, svaki na svoj način, na proces zamora materijala.

Najjednostavniji i relativno siguran postupak sprječavanja pojave zamornog oštećenja jest korištenje provjerenih izvedbi strukturnih detalja i konstrukcije broda uopće. Da bi dodatno povećala pouzdanost brodova sva klasifikacijska društva daju manje ili više detaljne upute za proračun zamornog vijeka broda. Ti su proračuni praktični i jednostavni i zasnivaju se na parametarskim formulama koje uglavnom ovise o osnovnim dimenzijama broda i faktorima korekcije nastalih prema iskustvima klasifikacijskog društva. U novije vrijeme, razvoj računalne tehnike omogućio je provedbu složenih, izravnih proračuna zamornog oštećenja. Spektralna analiza zamora jedan je od takvih postupaka.

Zadatak ovoga rada je prikazati cjeloviti postupak spektralne analize zamora kroz četiri njezina najvažnija koraka: određivanje hidrodinamičkog opterećenja, strukturnu analizu, proračun dugoročne razdiobe naprezanja i proračun akumulacije zamornog oštećenja. Postupak je proveden za primjer tipičnog strukturnog detalja suvremenog tankera s dvostrukom oplatom.

Naglasak u radu je na drugom koraku spektralne analize: strukturnoj analizi i određivanju prijenosnih funkcija nazivnih i žarišnih naprezanja. Izrađeni su globalni i lokalni strukturni modeli i obavljen niz proračuna metodom konačnih elemenata za različite kombinacije valnog opterećenja. Posebno je prikazan problem određivanja žarišnih naprezanja u lokalnim modelima strukturnih detalja - modelima koncentracije naprezanja.

Temelj ovog rada čine istraživanja obavljena u okviru znanstveno-istraživačkog projekta "Brodske i pomorske konstrukcije", i tijekom studijskog boravka pri Instituto Superior Tecnico u Lisabonu, Portugal. Istraživanja su dio znanstveno-istraživačkog projekta Evropske zajednice FatHTS, "Fatique Based Design Rules for the Application of High Tensile Steels in Ships", koji je obuhvatio osam partnera i još je u tijeku. Rezultati istraživanja, osim u ovom radu, sadržani su u više internih izvještaja i nekoliko objavljenih članaka.

2. ZAMOR BRODSKIH KONSTRUKCIJA

Zamor materijala, tj. pojava pukotina i njihov rast uslijed promjenjivog opterećenja, već je dugo aktualan problem s kojim se susreću brodograditelji i brodari.

Oštećenja izazvana pukotinama uzrokuju dodatne troškove održavanja broda, mogućnost onečišćenja okoline (posebno izlijevanjem nafte), a u najtežim slučajevima dovode do nesreća koje mogu ugroziti ljudske živote.

Posljednjih godina zamoru brodskih konstrukcija pridaje se posebna pažnja. U potrazi za rješenjima koja će pojeftiniti gradnju broda i učiniti ga ekonomičnijim u eksploataciji, brodske se konstrukcije optimiziraju snižavanjem kriterija stabilnosti, povećava se udio čelika povišene čvrstoće, oblikuju se nestandardni ili pojednostavljeni strukturni detalji. Takva rješenja često su praćena povećanim rizicima zamornog oštećenja konstrukcije.

Brodske konstrukcije izložene su izmjenjivom, cikličkom opterećenju uslijed hidrodinamičkog valnog opterećenja, inercijskih sila, vibracija, toplinskih naprezanja i dr. Razina tih opterećenja nalazi se ispod maksimalno dopuštenih naprezanja kroz najveći dio životnog vijeka broda. S druge strane, broj izmjena (ciklusa) mjeri se u milijunima i reda je veličine 10^7 do 10^8 ciklusa. Takve značajke opterećenja pogoduju nastanku i zatim dugom i stabilnom rastu pukotina.

Procjena zamorne izdržljivosti brodskih (i drugih pomorskih) konstrukcija danas je dinamično polje suvremenog znanstvenog istraživanja. Cilj toga rada bolje je razumijevanje procesa zamora, ali i izrada pouzdanih i učinkovitih inženjerskih metoda određivanja životnog vijeka strukturnih detalja izravno primjenjivih u praksi.

2.1 Fizikalne osnove zamora materijala

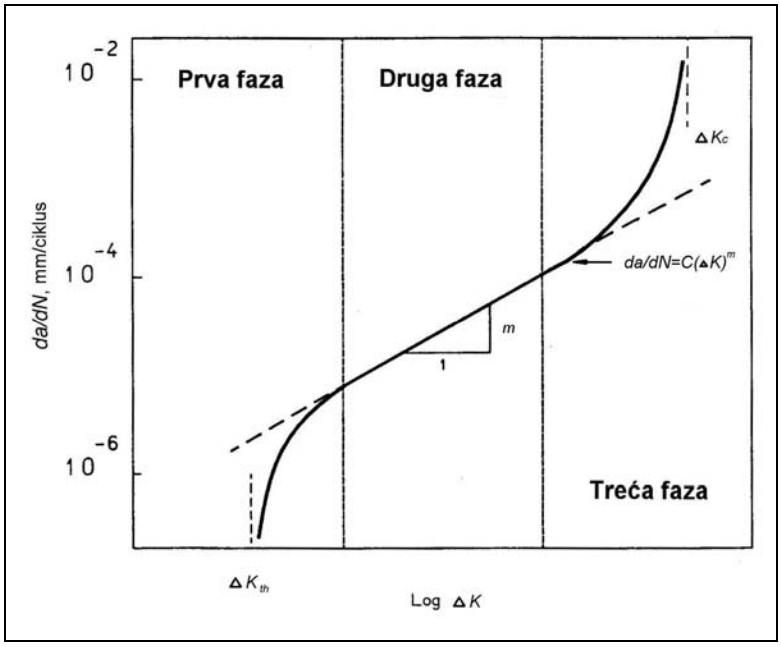
Zamor materijala može se shvatiti kao proces akumulacije oštećenja uslijed cikličkog opterećenja. Pri tome oštećenje materijala započinje nastankom pukotina i povećava se s njihovim rastom. Kao krajni rezultat širenja pukotine nastupa lom materijala.

Proces zamora odvija se u tri faze: nastanak pukotine, rast pukotine, te nestabilan rast pukotine i lom materijala.

Pukotine, odnosno prvobitne mikropukotine, nastaju akumulacijom plastičnih deformacija u materijalu. Njihov nastanak ovisi o tzv. pokretljivosti materijala, koja je veća na površini nego u unutrašnjosti materijala. Pri tome se izraz površina odnosi jednako na vanjske kao i na unutarnje površine koje postoje u materijalu kao što su npr. one koje nastaju uslijed nesavršenosti zavarivačkog postupka.

U kristaliničnim materijalima kao što je čelik plastične deformacije nastajat će duž kristalografskih ravnina. Kao posljedica proklizavanja materijala u tim ravninama stvarat će se nove slobodne površine. Oksidacija i očvrsnuće materijala uslijed plastičnih deformacija uzrokovat će klizanje materijala u susjednim ravninama. Kumulativni efekt tog procesa je cikličko slabljenje materijala, te nastanak i oblikovanje mikropukotina. U toj početnoj fazi njihova je veličina manja od veličine zrna materijala i stoje pod kutom od 45^0 u odnosu na smjer glavnih naprezanja.

U drugoj fazi pukotina nastavlja svoj rast u smjeru okomitom na glavna naprezanja. Polje naprezanja i deformacija u okolini vrha pukotine može se opisati faktorom intenzivnosti naprezanja K_{SIF} koji ovisi o opterećenju, dužini i obliku pukotine, te vanjskoj geometriji strukturnog detalja.



Slika 2-1 Nastanak i širenje pukotine

Kako rast pukotine pri svakom ciklusu opterećenja ovisi o naprezanjima i deformacijama oko vrška pukotine, može se uspostaviti ovisnost između brzine rasta pukotine i raspona faktora intenzivnosti naprezanja ΔK. Rast pukotine u drugoj fazi opisan je Paris-Erdoganovom jednadžbom:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m, \tag{2.1}$$

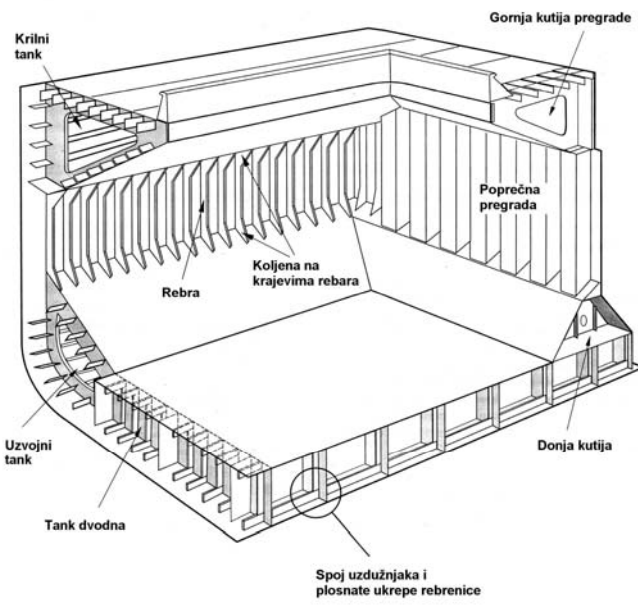
gdje su da/dN brzina rasta pukotine, a C i m parametri rasta. Tipičan izgled krivulje rasta pukotine prikazan je na slici 2-1.

Upravo izgled krivulje u obliku slova S sugerira podjelu rasta pukotine na tri faze. U prvoj fazi brzina rasta pukotine približava se nuli kako $\Delta K \to \Delta K_{th}$, pri čemu je ΔK_{th} granična vrijednost raspona faktora intenzivnosti naprezanja ispod koje pukotina ne može započeti svoj rast. Drugim riječima, postoji granična vrijednost naprezanja materijala kod koje ne može doći do rasta pukotine. Taj proces blokiranja rasta pukotine nije do kraja objašnjen no vjeruje se da pojava korodiranih slojeva, grubost slobodnih površina i zaostale plastične deformacije doprinose tom fenomenu.

Treću fazu rasta pukotine odlikuje naglo povećanje ΔK i brzine rasta pukotine. Ta se faza uobičajeno naziva faza nestabilnog rasta pukotine i ona završava žilavim ili krhkim lomom materijala i strukturnog detalja.

2.2 Problem zamora u brodskim konstrukcijama

Brod je složena konstrukcija, sastavljena od velikog broja različitih strukturnih detalja, slika 2-2. Neki od njih, kao što su uzdužnjaci bokova, otvori na palubama, spojevi uzdužnih i poprečnih veza, potporna koljena i sl., posebno su osjetljivi na zamor materijala.



Slika 2-2 Teretni prostor tipičnog broda za prijevoz rasutog tereta

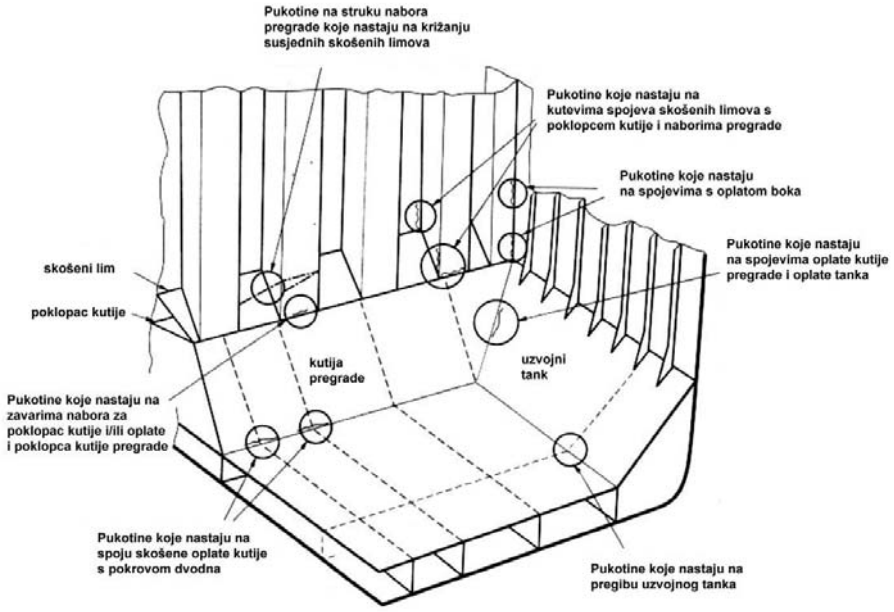
Postoji niz čimbenika koji mogu smanjiti životni vijek strukturnog detalja. Na brodogradilištima je da dobrom graditeljskom praksom umanje pogreške pri zavarivanju, tehnološkoj obradi materijala i zaštiti od korozije. Konstruktori pak, moraju pažnju usredotočiti na žarišna mjesta koncentracije naprezanja na strukturnim detaljima. Takva mjesta, prikazana slikom 2-3, mogu biti, i često jesu mjesta nastanka i početka širenja pukotine.

Kada je riječ o zavarivanju, moguće je uočiti nekoliko važnih faktora koji utječu na zamornu čvrstoću strukturnih detalja.

Kao prvo, zavareni spojevi neizbježno sadrže brojne i raznovrsne pogreške. Mnoge od njih ponekad tvore oštre kutove slobodnih površina i pod utjecajem cikličkog opterećenja odmah počinju izrastati u pukotine. U tom slučaju biva potpuno preskočen početni životni vijek pukotine, tj. faza u kojoj kroz duže vrijeme brojna uzastopna klizanja u materijalu iniciraju početnu mikropukotinu.

Dalje, ustanovljeno je da pukotine najčešće nastaju u zoni utjecaja topline i otuda se šire. To je područje u kojem se može očekivati koncentracija pogrešaka, te lokalna promjena zamornih svojstava materijala.

Kao treće valja spomenuti zaostala naprezanja. Ona nastaju tijekom hlađenja zavara, djeluju i na zavar i na njegovu okolinu, te mogu doseći granicu tečenja materijala. Pri tome tlačna naprezanja povoljno utječu na zamorna svojstva materijala, dok su vlačna naprezanja nepovoljna i nepoželjna. Zaostala naprezanja nisu svojstvena samo zavarivačkom dijelu procesa već mogu nastati i tijekom predobrade proizvoda i materijala. Ipak, upravo su zaostala naprezanja uslijed zavarivanja najznačajnija i najveća po intenzitetu.



Slika 2-3 Mjesta izložena povećanom riziku nastanka pukotine

Kvalitetu zavarenog spoja određuju učestalost pojave pogrešaka, čvrstoća zavarenog spoja, zona utjecaja topline, struktura materijala zavara i drugi parametri. Na kvalitetu naročito utječu izbor osnovnog i dodatnog materijala, priprema spoja i stručna sposobnost operatera-zavarivača.

Prema preporuci Međunarodnog instituta za zavarivanje (IIW) pogreške u zavarenim spojevima mogu se svrstati u šest grupa:

- pukotine
- poroznost
- nemetalni uključci
- pogreške nedovoljnog protaljivanja
- pogreške nepravilnosti oblika
- ostale pogreške

Pukotine (tj. mikropukotine) najopasnije su pogreške; mogu se pojaviti u metalu zavara, u zoni utjecaja topline i u osnovnom materijalu. Mogu biti uzdužne ili poprečne u odnosu na os zavara. Također, moguće ih je podijeliti na hladne i tople pukotine.

Tople pukotine nastaju pri visokim temperaturama kada metal prelazi iz tekućeg u kruto stanje. Pri tome rastaljeni metal u središnjem dijelu zavara teško prati ubrzano hlađenje (stezanje) rubnih zona, te se pojavljuju naprezanja koja uzrokuju mikropukotine.

Hladne pukotine nastaju nakon ohlađivanja zavarenog spoja, nekoliko sati ili čak nekoliko dana nakon zavarivanja. To vrijeme ovisi o vrsti čelika, veličini zaostalih naprezanja i udjelu vodika zaostalog u zavaru i zoni utjecaja topline. Prisutnost zaostalog vodika povećava krhkost zavarenog spoja i mogućnost nastanka pukotina uslijed razlike u deformacijama i stezanju u odnosu na osnovni materijal i pojave zaostalih naprezanja.

Poroznost zavarenih spojeva posljedica je zaostalih plinova za vrijeme zavarivanja i eventualnih nečistoća i vlage na osnovnom i dodatnom materijalu.

U nemetalne uključke spadaju uključci troske, zaštitnog praha i metalnih oksida u metalu zavara. Ove pogreške svojstvene su i zavarima s više slojeva ukoliko nisu dobro pripremljeni (očišćeni).

Sve pogreške kod zavarivanja Međunarodni institut za zavarivanje razvrstao je u šesnaest standardnih kategorija kojima se opisuje kvaliteta zavara.

2.3 Analiza zamora

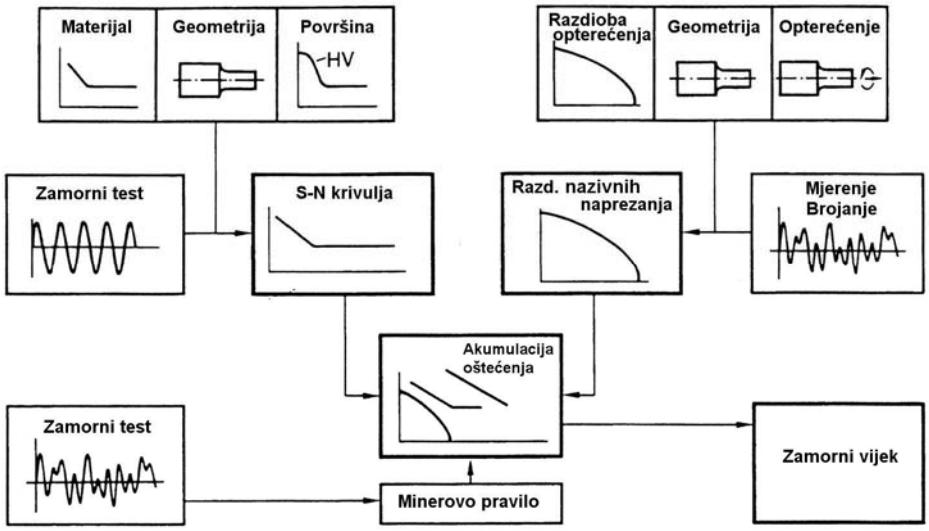
Nesavršenost materijala i proizvodnih postupaka uzrokuju postojanje brojnih pogrešaka u strukturi materijala. Zamor materijala predstavlja rast i srastanje tih mikroskopskih pogrešaka u pukotine i zatim njihovo širenje sve dok ne nastupi oštećenje. Ukupna dužina trajanja tog procesa naziva se zamorni vijek materijala.

Kada je riječ o brodskim konstrukcijama zamor materijala uzrokovan je u najvećoj mjeri cikličkim valnim opterećenjem broda. Određivanje tog opterećenja i rezultirajućeg zamornog vijeka osnovni je cilj analize zamora brodskih konstrukcija.

Tri su osnovne metode analize zamora: metoda kumulativnog oštećenja ili metoda S-N krivulja (Wöhlerovih krivulja), mehanika loma i vjerojatnosna metoda procjene pouzdanosti.

2.3.1 Metoda kumulativnog oštećenja

Metoda kumulativnog oštećenja zasniva se na korištenju S-N krivulja. Te krivulje nastaju na osnovi rezultata eksperimenata mjerenjem zamornog vijeka detalja za određenu razinu naprezanja i broj ciklusa kod kojeg nastupa oštećenje. Testovi se provode za različite klase strukturnih detalja i svakoj od njih pripada odgovarajuća S-N krivulja. Zamor materijala promatra se kao proces akumulacije oštećenja pri svakom ciklusu opterećenja. Spektralna metoda analize zamora zasniva se na korištenju S-N krivulja te će dalje u radu biti više riječi o tome.



Slika 2-4 Shema S-N pristupa određivanju zamornog oštećenja

2.3.2 Mehanika loma

Mehanika loma pretpostavlja postojanje pukotine, a njen rast predstavlja porast zamornog oštećenja. Osnovni zadatak mehanike loma je ustanoviti zakon rasta pukotine i na osnovi toga predvidjeti preostali zamorni vijek strukturnog detalja s pukotinom[1]. Plastično područje oko vrška pukotine može se zanemariti te se problem zamora rješava u okvirima linearno-elastične mehanike loma.

[1] Ukupni vijek trajanja strukturnog detalja sastoji se od broja ciklusa do nastanka pukotine i onoga tijekom širenja novonastale pukotine, do loma.

Faktor koji povezuje lokalno stanje naprezanja i deformacija u okolini vrška pukotine s globalnim parametrima koji određuju rast pukotine, kao što su opterećenje i geometrija detalja, naziva se faktor intenzivnosti naprezanja. Brzina rasta pukotine izravno ovisi o tom faktoru.

Razvojem mehanike loma razvile su se i različite metode određivanja faktora intenzivnosti naprezanja. Postojeća rješenja sabrana su u posebnim priručnicima i mogu se primijeniti na različite probleme.

Za složene probleme faktor intenzivnosti naprezanja može se odrediti metodom superpozicije standardnih rješenja, pomoću težinskih funkcija ili drugačije.

2.3.3 Vjerojatnosna metoda određivanja pouzdanosti

Vjerojatnosna metoda predviđanja zamornog vijeka primjenjuje se u kombinaciji s metodom S-N krivulja ili mehanikom loma. U prvom slučaju vjerojatnosna analiza provodi se u projektnoj fazi, dok se u drugom slučaju procjena preostalog zamornog vijeka zasniva na mehanici loma i uobičajeno provodi nakon inspekcijskog pregleda.

U oba slučaja nastoji se odrediti rizik oštećenja i osigurati da on bude unutar dopuštenih vrijednosti. Kriterij oštećenja općenito ima oblik:

$$P_f = \Phi(-\chi), \tag{2.2}$$

gdje je P_f dopuštena vjerojatnost oštećenja, χ rezultirajući faktor sigurnosti, a Φ funkcija vjerojatnosti Gaussove razdiobe.

U kombinaciji s metodom S-N krivulja faktor sigurnosti nastoji se odrediti uzimajući u obzir neodređenosti svih parametara strukturne analize: opterećenja, odziva i modeliranja konstrukcije. Neodređenosti su razlog raspršenosti rezultata analize zamora i uzrokovane su nizom različitih razloga: počevši od tolerancija točnosti geometrije strukturnog detalja, pa do onih koje su posljedica nepreciznosti numeričkih proračuna. Smatra se da upravo neodređenosti koje se odnose na S-N krivulje i model akumulacije oštećenja najviše utječu na raspršenost rezultata procjene zamornog vijeka.

2.3.4 Naprezanja u analizi zamora

Nazivna naprezanja određuju se iz presječnih sila i momenata u strukturnom detalju ili grubom mrežom konačnih elemenata za složene konstrukcije. Postojanje zavara ne uzima se u obzir pri određivanju ovih naprezanja.

Žarišna naprezanja su nazivna naprezanja uvećana za naprezanja uzrokovana postojanjem geometrijskih diskontinuiteta, ne računajući naprezanja uslijed postojanja zavara.

Žarišno naprezanje određuje se u onim točkama strukturnog detalja kod kojih se očekuje pojava koncentracije naprezanja, a geometrija zavara i postojanje zareznog naprezanja pred vrhom zavara zanemaruju se. Pogreške u geometriji detalja koje su posljedica nesavršenosti proizvodnog postupka također se zanemaruju, odnosno potrebno ih je uzeti u obzir na drugi način.

Ova naprezanja računaju se metodom konačnih elemenata. Strukturni detalj može se modelirati dvodimenzionalnim (2D) i trodimenzionalnim (3D) konačnim elementima, mrežom koja može dovoljno fino opisati polje naprezanja na mjestima koncentracije naprezanja.

Ne postoji jedinstvena metoda određivanja žarišnog naprezanja. International Institute of Welding (IIW) formirao je radnu grupu (Povjerenstvo XIII, radna grupa 3) s ciljem definiranja standardnog postupka za određivanje žarišnih naprezanja na osnovi metode konačnih elemenata i eksperimentalne metode pomoću mjernih traka.

Zarezna naprezanja pojavljuju se uslijed prisutnosti različitih vrsta zareza u strukturnom detalju. Zarezno naprezanje uključuje nazivno naprezanje, žarišno naprezanje i naprezanje na vrhu zavara.

Zarezna naprezanja mogu se odrediti računanjem teorijskog faktora koncentracije naprezanja. Vrijednost faktora zatim se množi s nazivnim naprezanjem. Ovaj postupak moguće je koristiti kada je faktor koncentracije naprezanja moguće pouzdano odrediti kao što je to slučaj kod izreza u pločama, kutovima različitih otvora ili na rubovima ploča.

Drugi način određivanja zareznog naprezanja je izravno metodom konačnih elemenata pri čemu se 3D elementima fino modelira geometrija zavara. Relativno oštar zarez zavarenog spoja uobičajeno se modelira kao kružni izrez radijusa 1 mm.

2.3.5 Utjecajni parametri zamora

2.3.5.1 Zaostala naprezanja

Utjecaj zaostalih naprezanja na zamorni vijek strukturnih detalja nedovoljno je istražen. Zaostala naprezanja pojavljuju se u valjanim profilima i svim zavarima, a po svom karakteru mogu biti lokalna i globalna. U općem slučaju na vrijednost zaostalih naprezanja utjecat će vrsta i kvaliteta proizvodnog postupka, položaj strukturnog detalja u konstrukciji i opterećenja koja se pojavljuju u službi.

U valjanim profilima zaostala naprezanja pojavljuju se tijekom njihovog hlađenja, koje je nejednoliko po presjeku profila-nosača. Veličina tih naprezanja ovisit će ponajviše o geometriji profila, a na krajevima pojasa ono može iznositi i do 80 MPa za standardne brodograđevne čelike. Krajevi pojasa podložni su tlačnim zaostalim naprezanjima dok su središnji dijelovi pojasa izloženi vlačnom zaostalom naprezanju. Zaostala naprezanja u struku profila mogu biti i jedne i druge vrste.

Zaostala naprezanja u zavarima također nastaju uslijed nejednolikog hlađenja i pojave temperaturnih razlika u materijalu. Tijekom zavarivanja materijal je u savršeno plastičnom stanju, a njegovim hlađenjem plastična vlakna postupno prelaze u elastično stanje: neka od njih će se ohladiti prije, a neka kasnije. Uslijed njihovog međudjelovanja nakon dovršenog procesa hlađenja u materijalu će zaostati naprezanja čija vrijednost može doseći vrijednost granice tečenja materijala. Ovakva naprezanja postoje u zavaru i njegovoj bliskoj okolini i nazivaju se lokalna (short-range) zaostala naprezanja.

Globalna (long-range) naprezanja protežu se čitavom dužinom strukturnog detalja i uravnotežuju se unutar većih dijelova konstrukcije. Nastaju prilikom zavarivanja i upotrebe mehaničkih sila sastavljanja jednostavnijih dijelova u složenije brodske strukture. Gradijenti takvih zaostalih naprezanja nisu veliki, a vrijednosti naprezanja niže su od lokalnih zaostalih naprezanja. Latentna energija deformacije koja ostaje u strukturi velika je i ne može se jednostavno smanjiti. Globalna zaostala naprezanja nisu dovoljno istražena, a tim više što nisu prisutna u malim uzorcima prema kojima se konstruiraju S-N krivulje.

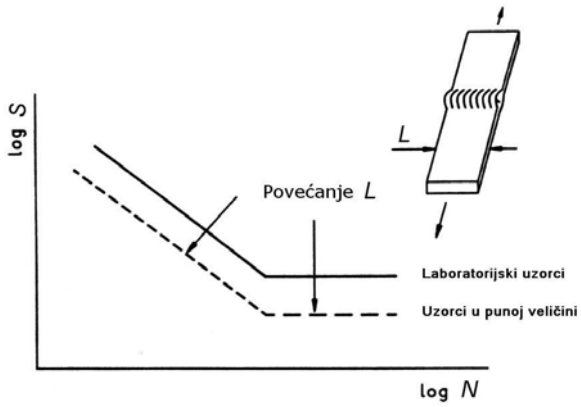
Lokalna zaostala naprezanja mogu se umanjiti toplinskom obradom, no Eckerlid i Ulfvarson [9] pokazali su da se početno polje zaostalih naprezanja redistribuira nakon prve plovidbe i obrazuje novo, tipično polje zaostalih naprezanja oblik kojega će ovisiti o položaju strukturnog detalja u brodskoj konstrukciji. Iz toga su zaključili da smanjivanje zaostalih naprezanja u novogradnji neće značajno utjecati na smanjenje zamornog oštećenja. Takvu redistribucija zaostalih naprezanja objasnili su pojavom lokalnog tečenja pri vršnim vrijednostima opterećenja.

Valja napomenuti da tlačna zaostala naprezanja mogu imati povoljan učinak na produženje zamornog vijeka strukturnog detalja. Uz određene pretpostavke može se ustvrditi da tlačna naprezanja djelomično zatvaraju vršak pukotine i stoga ne uzrokuju njeno širenje. U tom smislu samo će vlačna naprezanja biti uzrokom zamornog oštećenja, a zaostala tlačna naprezanja, u općem slučaju, umanjit će njihovu vrijednost.

2.3.5.2 Utjecaj mjerila

Proračun akumuliranog zamornog oštećenja strukturnih detalja brodske konstrukcije zasniva se na primjeni S-N krivulja koje proizlaze iz zamornih testova relativno malenih uzoraka. Usporedba s rezultatima zamornih testova uzoraka pune veličine pokazuje spuštanje pojasa raspršenosti točaka S-N krivulje. Ta pojava naziva se efekt mjerila.

Razlozi za koje se pretpostavlja da mogu utjecati na efekt mjerila su razlike u koncentraciji naprezanja i razlike u veličini zaostalih naprezanja u okolini zavarenih spojeva. Također, vjerojatnost nastanka pukotina i pojave različitih pogrešaka bit će veća za velike detalje već i zbog prisutnosti dužih zavara, slika 2-5.



Slika 2-5 Utjecaj dimenzija detalja na parametre S-N krivulje

Granična vrijednost kritičnog oštećenja, koja je značajan parametar pri konstruiranju S-N krivulja, imat će drugačiji smisao za velike detalje jer pukotine u njima mogu stabilno rasti do dužina većih od 1.5 metara. Testovi malih uzoraka ne obuhvaćaju rezervu zamornog vijeka pri širenju velikih pukotina.

2.3.5.3 Utjecaj debljine

U općem slučaju povećanjem debljine uzorka njegov će se zamorni vijek smanjiti. I ova se pojava može objasniti povećanom vjerojatnošću pojave pogrešaka i pukotina u debljim zavarima. Pod pretpostavkom jednolike kvalitete zavara pojavu se može objasniti na sljedeći način.

Zavareni spojevi ploča različitih debljina mogu se smatrati sličnima. Otuda, za jednaku vrijednost nazivnog naprezanja bit će jednaka i vrijednost zareznog naprezanja. Gradijent naprezanja bit će veći kod tanjeg uzorka te će i jednako dugačka mikropukotina biti izložena manjem ukupnom naprezanju nego kod debljeg uzorka. Stoga se utjecaj debljine može promatrati kao funkcija sljedećih faktora: veličine koncentracije naprezanja, gradijenta naprezanja u ravnini širenja pukotine i broja ciklusa naprezanja u području visokog gradijenta naprezanja. Pojedina klasifikacijska društva provode modifikaciju S-N krivulja za detalje sastavljene od ploča čija debljina prelazi određenu vrijednost.

2.4 Postupci analize zamora

2.4.1 Pojednostavljeni postupak

Pojednostavljeni postupak analize zamora omogućuje razmjerno brzo i jednostavno određivanje zamornog oštećenja strukturnih detalja brodske konstrukcije. Postupak se razlikuje za pojedina klasifikacijska društva, može se kombinirati sa složenijim postupcima analize i načelno se odvija u pet koraka.

Određivanje valnog opterećenja predstavlja prvi korak. Određuju se sile i momenti savijanja brodskog trupa, hidrodinamički tlak na vanjsku oplatu uslijed valnog opterećenja i tlak zapljuskivanja tekućine u tankovima uslijed njihanja broda. Ova opterećenja računaju se prema pravilima klasifikacijskih društava vodeći računa o stanju krcanja broda. Na osnovi izračunatog valnog opterećenja određuju se naprezanja u promatranim strukturnim detaljima.

U drugom koraku potrebno je odabrati faktor koncentracije naprezanja za zadani strukturni detalj slijedeći upute klasifikacijskog društva. Ovisno o svrsi analize i praktičnom iskustvu moguće je faktor koncentracije naprezanja odrediti metodom konačnih elemenata uz pažljivo modeliranje i analizu naprezanja. Specifičnosti detalja i opterećenja obuhvaćeni su odgovarajućim faktorima korekcije. Njih je potrebno uvrstiti u analizu u ovom koraku.

Slijedi određivanje rezultirajućeg naprezanja kroz kombinaciju postojećih naprezanja, što predstavlja treći korak.

Nakon toga određuje se dugoročna razdioba naprezanja. Shodno pravilima klasifikacijskih društava ta se razdioba aproksimira dvoparametarskom Weibullovom razdiobom naprezanja. Parametar oblika odabire se ovisno o vrsti promatranog strukturnog detalja, njegovu položaju u odnosu na vodnu liniju ili drugačije.

Na kraju se računa kumulativno zamorno oštećenje na osnovi dugoročne razdiobe naprezanja, prema odgovarajućoj formuli i posebno za svako stanje krcanja.

Prednost pojednostavljene metode analize zamora jest u jednostavnosti korištenja i brzini kojom se određuje zamorno oštećenje. Premda uključuje niz pojednostavljenja bit će dovoljno točna pri analizi standardnih strukturnih detalja kada je potrebno raspolagati informacijom o približnoj ili komparativnoj zamornoj izdržljivosti kritičnih detalja.

2.4.2 Spektralna analiza zamora

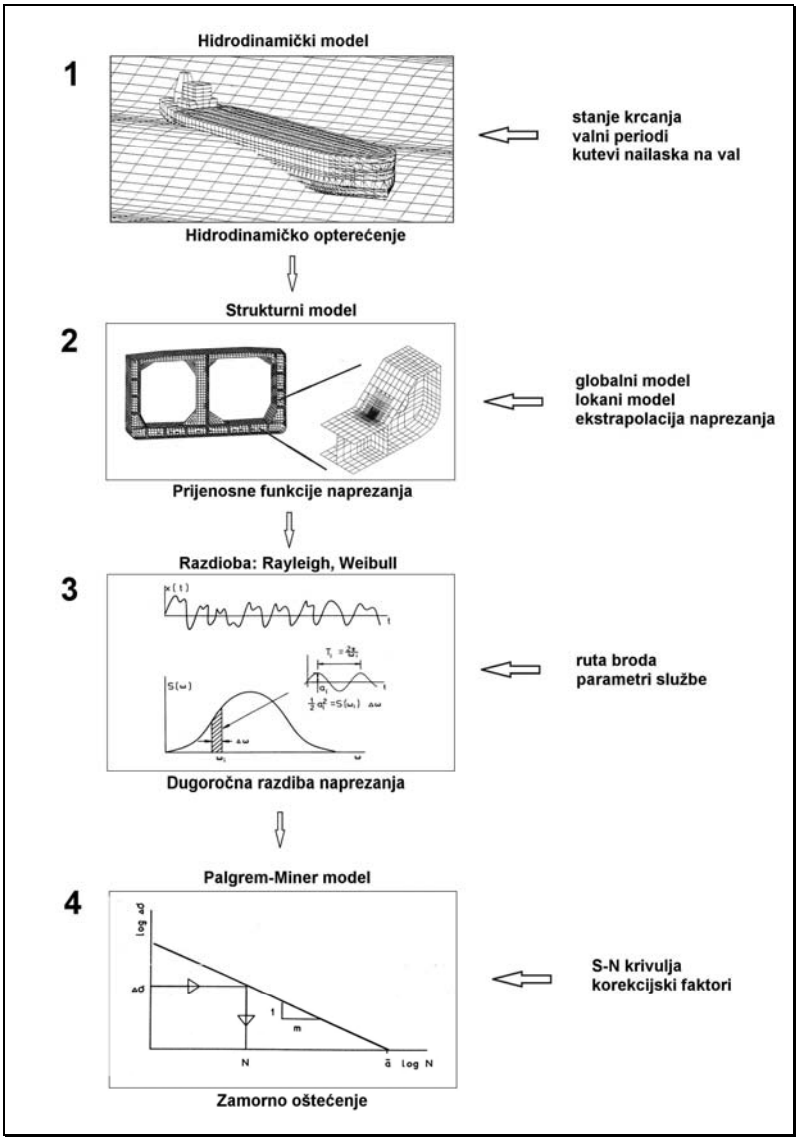
Spektralnom metodom analize zamora moguće je zamorno oštećenje strukturnog detalja odrediti izravnim proračunom. Postupak se odvija u četiri osnovna koraka koji su shematski prikazani na slici 2-6.

Prvi korak predstavlja određivanje hidrodinamičkog opterećenja modela brodske konstrukcije za niz valnih perioda, susretnih kutova i stanja krcanja. Uobičajeno se koristi dvadesetak valnih perioda, petnaestak susretnih kutova i dva osnovna stanja krcanja što čini ukupno 600 različitih kombinacija, odnosno slučajeva opterećenja, za koje je potrebno provesti zaseban proračun.

Proračun se obavlja u frekventnoj domeni panel metodom, a rezultat proračuna su prijenosne funkcije valnog opterećenja: inercijske sile, hidrodinamički tlak na oplakanim površinama, te momenti savijanja i smične sile po presjeku trupa za svaku kombinaciju parametara. Teorijske osnove i specifičnosti postupka u odnosu na zamor materijala opisane su u poglavlju 3.

Slijedi određivanje prijenosnih funkcija odziva konstrukcije, odnosno prijenosnih funkcija naprezanja u kritičnim točkama strukturnog detalja. Za svaku kombinaciju valnog perioda, susretnog kuta i stanja krcanja izračunato hidrodinamičko opterećenje prenosi se na strukturni model. Metodom konačnih elemenata određuju se nominalna, žarišna ili vršna naprezanja, ovisno o finoći modela. Uobičajeno je globalna i lokalna naprezanja odrediti zasebno, te superpozicijom odrediti rezultirajuće naprezanje, poglavlje 4.

Određivanje dugoročne razdiobe treći je korak spektralne metode i sastoji se od dva dijela. U prvom od njih određuje se kratkoročni spektar odziva na osnovi izračunatih prijenosnih funkcija naprezanja i zadanog valnog spektra za kratkoročno stacionarno stanje mora. Nakon toga, određuje se dugoročna razdioba naprezanja na osnovi vjerojatnosti pojave svakog od kratkoročnih stanja mora, te vjerojatnosti stanja krcanja i brzine broda za svakog od njih, poglavlje 5.



Slika 2-6 Shematski prikaz četiri koraka spektralne analize

Četvrti korak započinje aproksimacijom izračunate dugoročne razdiobe naprezanja dvoparametarskom Weibullovom razdiobom naprezanja. Na temelju toga računa se kumulativno zamorno oštećenje kako je opisano u poglavlju 6.

Iz navedenog je očito kako spektralna metoda analize zamora predstavlja sofisticirani način određivanja zamornog vijeka strukturnog detalja no uz cijenu velikog broja potrebnih proračuna. Čitav postupak spektralne analize za tipičan strukturni detalj suvremenog tankera s dvostrukom oplatom prikazan je u poglavlju 8.

Tablica 2-1 Prikaz postupaka analize zamora prema klasifikacijskim društvima [10], [54]

Reg.	Opterećenja			Analiza naprezanja		S–N krivulje		Utjecajni faktori			
	Osnova	Vjeroja tnost	Oblik	Pristup	SCF[9]	Nazivna naprezanja	Lokalna naprezanja[10]	Srednje naprezanje	Debljina	Korozija	Faktor sigurnosti[7]
ABS	Pravila	$2 \cdot 10^{-8}$	Weibull	Žarišno	da	HSE	HSE	ne	posebno	da	ne
BV	Pravila	10^{-5}	Weibull	Vršno	da	HSE	HSE	da	25mm	da	ne[4]
DNV	Pravila/ Direktno	10^{-4}	Weibull	Vršno	da	Nema	Vlastite[3]	da	22mm	da	ne
GL	Pravila	10^{-6}	Weibull/ Linearni	Žarišno	da	IIW	IIW	da	posebni slučajevi	ne	da[5]
LR[11]	Pojednostav./Spektralna[8]			Žarišno/Zarezno[1]	da	Nema	Vlastite	ne	22mm	da	ne
NK	Direktno[2]	10^{-4}	Weibull	Žarišno	da	BS	BS	da	ne	ne	da[6]
RINA	Pravila	10^{-8}	Linearni	Žarišno	ne	IIW	IIW	da	ne	ne	ne
KR	Pravila	10^{-4}	Weibull	Žarišno	da	Nema	HSE	da	22mm	da	ne

[1] – Hot-spot pristup s normaliziranim parametrima vršnog naprezanja.
[2] – Dva pristupa: 'kombinirani' i metoda 'projektnog vala'.
[3] – Specijalni lokalni pristup preko vršnog naprezanja kod kojeg se žarišno naprezanje množi s faktorom zavara.
[4] – Srednje minus jedna, dvije ili tri standardne devijacije S–N krivulje za nekritične, kritične i posebne strukturne elemente.
[5] – Za zaobljene rubove velikih radijusa.
[6] – Faktori sigurnosti upotrebljavaju se obzirom na važnost elementa. Eksplicitne vrijednosti nisu dane.
[7] – Srednja vrijednost S–N krivulje minus dvije standardne devijacije u većini slučajeva.
[8] – LR upotrebljava dvije razine proračuna, opterećenja za razinu 2 dobiju se programom Voyage Simulation, a kod razine 3 direktnim proračunom.
[9] – Faktori koncentracije naprezanja (Stress Concentration Factor).
[10] – Lokalna naprezanja u većini slučajeva su vezana uz pristup proračunu preko geometrijskih naprezanja.
[11] – Procedura se primjenjuje samo kroz program ShipRight FDA.

3. VALNO OPTEREĆENJE

3.1 Potencijal brzine

Osnovne pretpostavke iz kojih se izvodi linearna teorija harmonijskog progresivnog vala su: morska voda je nestlačiva i neviskozna, a gibanje fluida je nerotacijsko. Brzina strujanja čestice tekućine u valu određena je funkcijom potencijala brzine.

Brzina tekućine u trenutku t i točki (x, y, z) je $\mathbf{V}(x, y, z, t)$ i može se izraziti pomoću potencijala brzine ϕ kao:

$$\mathbf{V} = \nabla\phi = \frac{\partial\phi}{\partial x}\mathbf{i} + \frac{\partial\phi}{\partial y}\mathbf{j} + \frac{\partial\phi}{\partial z}\mathbf{k} \tag{3.1}$$

gdje su $\mathbf{i}, \mathbf{j}, \mathbf{k}$ jedinični vektori koordinatnih osi.

Zbog nestlačivosti tekućine iz jednadžbe kontinuiteta proizlazi da potencijal brzine mora zadovoljiti homogenu Laplaceovu jednadžbu:

$$\Delta\phi = \frac{\partial^2\phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\phi}{\partial z^2} = 0 \tag{3.2}$$

Funkcija potencijala brzine ϕ određuje se rješavanjem te jednadžbe za zadane rubne uvjete na slobodnoj i oplakanoj površini i morskom dnu.

Vrijednost tlaka u pojedinoj točki fluida određuje se zatim prema lineariziranoj Bernoullijevoj jednadžbi (za pozitivnu, uspravnu z-os):

$$p = -\rho\frac{\partial\phi}{\partial t} + \frac{1}{2}\rho\,\mathbf{V}\cdot\mathbf{V} - \rho g z + C \tag{3.3}$$

gdje je C funkcija vremena, odnosno konstanta ako se vremenska ovisnost funkcije izrazi kroz potencijal. U jednadžbi zanemarujemo kvadratni član kao malu veličinu drugog reda.

3.2 Hidrodinamički rubni uvjeti

Rubni uvjet na oplakanoj površini tijela koje miruje u tekućini je $\partial\phi/\partial\mathbf{n} = 0$. Taj rubni uvjet kazuje da fluid ne ulazi niti izlazi kroz oplakanu površinu tijela. Pri tome je

vektor **n** vektor normale površine tijela. Ukoliko se tijelo giba brzinom **U** rubni uvjet na površini tijela je $\partial\phi/\partial\mathbf{n} = \mathbf{U}\cdot\mathbf{n}$.

Kinematički rubni uvjet slobodne površine uvjetuje da čestica fluida na slobodnoj površini uvijek ostaje na slobodnoj površini. Ukoliko se brzina **V** izrazi preko potencijala brzine, taj se rubni uvjet može zapisati jednadžbom:

$$\frac{\partial\xi}{\partial t}+\frac{\partial\phi}{\partial x}\frac{\partial\xi}{\partial x}+\frac{\partial\phi}{\partial y}\frac{\partial\xi}{\partial y}-\frac{\partial\phi}{\partial z}=0 \tag{3.4}$$

za $z=\xi(x,y,t)$, gdje je ξ trenutna amplituda vala.

Rubni uvjet koji opisuje jednakost tlaka u tekućini i atmosferskog tlaka na slobodnoj površini mora, uz odabir $C = p_0/\rho$, gdje je p_0 vrijednost atmosferskog tlaka, jest:

$$\rho\xi+\frac{\partial\phi}{\partial t}+\frac{1}{2}\left(\left(\frac{\partial\phi}{\partial x}\right)^2+\left(\frac{\partial\phi}{\partial y}\right)^2+\left(\frac{\partial\phi}{\partial z}\right)^2\right)=0 \tag{3.5}$$

za $z=\xi(x,y,t)$. Ovaj rubni uvjet je nelinearan i linearizira se kako bi se problem pojednostavio. Kao posljedica linearizacije potencijal brzine postaje proporcionalan amplitudi vala što ne dovodi do velike pogreške kada je amplituda vala relativno malena u odnosu na dužinu vala i dimenzije tijela.

Taylorovim razvojem mogu se rubni uvjeti na površini prenijeti na srednju vrijednost slobodne površine, odnosno na $z=0$. U tom slučaju kombinacijom rubnih uvjeta dobiva se:

$$\frac{\partial^2\phi}{\partial t^2}+g\frac{\partial\phi}{\partial z}=0 \tag{3.6}$$

na $z=0$. Kada potencijal harmonijski oscilira u vremenu frekvencijom ω, gornji izraz prelazi u:

$$-\omega^2\phi+g\frac{\partial\phi}{\partial z}=0. \tag{3.7}$$

3.3 Teorija harmonijskih progresivnih valova

Teorija harmonijskih valova, poznata i kao Airyeva teorija, izvodi se uz dvije pretpostavke: dno mora je horizontalno i slobodna površina mora pruža se beskonačno u daljinu. Prvi uvjet opisuje jednadžba: $\partial\phi/\partial z = 0$, za $z=-h_m$, gdje je h_m dubina mora.

Potencijal brzine opisuje se umnoškom funkcija koje ovise o jednoj nezavisnoj varijabli i zatim se Laplaceova jednadžba rješava metodom separacije varijabli. Opći oblik rješenja koje zadovoljava Laplaceovu jednadžbu je:

$$\phi = e^{kz}\left(A\cos kx + B\sin kx\right)\cos\left(\omega t + \alpha\right), \tag{3.8}$$

gdje su A, B i α proizvoljne konstante, a k valni broj:

$$\frac{\omega^2}{g} = k\,. \tag{3.9}$$

Da bi jednadžba (3.8) opisala valove koji se šire iz proizvoljnog smjera, posljednji član jednadžbe mora imati oblik:

$$\cos\left(\omega t - kx\cos\beta - kx\sin\beta + \gamma\right), \tag{3.10}$$

gdje je β smjer širenja valova, a γ konstantni fazni kut.

3.4 Odziv konstrukcije na harmonijskom valu

Pri hidrodinamičkoj analizi odziva konstrukcije na uzbudu harmonijskog vala polazi se od pretpostavke da nema prolaznih učinaka kao posljedica zadanih rubnih uvjeta. To znači da komponente gibanja i opterećenja osciliraju jednakom frekvencijom kao i valna uzbuda.

Model u hidrodinamičkoj analizi odziva brodske konstrukcije na pravilnom valu sastoji se od dva dijela:

- U prvom dijelu promatra se djelovanje nailaznog vala i njegove difrakcije na nepomično tijelo (brodski trup). Nastali tlakovi na oplakanoj površini tijela rezultiraju valnom uzbudom – valnom silom i valnim momentom, a dvije komponente uzbude koje nastaju kao posljedica nailaznog vala i njegove difrakcije nazivaju se Froud-Krilovljeva i difrakcijska komponenta.
- U drugom dijelu promatra se osciliranje tijela u nepomičnoj tekućini s šest stupnjeva slobode. Tlakovi nastali u pripadnim valovima radijacije, koji se u radijalnom smjeru šire od njega, rezultiraju hidrodinamičkom reakcijom koja uključuje komponente u fazi s ubrzanjem i komponente u fazi s brzinom. Prva se komponenta manifestira kao efektivna ili pridružena masa, a druga kao hidrodinamičko prigušenje. Varijacija uronjenog volumena manifestira se kao povratna sila.

Kao posljedica linearnosti opterećenja dobivena tim dvjema pod-analizama zbrajaju se u rezultirajuće opterećenje.

Šest komponenti gibanja broda su tri translacije i tri rotacije, odnosno: zalijetanje, zanošenje i poniranje, te ljuljanje, posrtanje i zaošijanje. Koordinatni sustav fiksiran je uz brod.

Njihanje neke točke na brodu opisuje jednadžba:

$$\mathbf{s} = \eta_1\mathbf{i} + \eta_2\mathbf{j} + \eta_3\mathbf{k} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}\,, \tag{3.11}$$

gdje je vektorski produkt $\boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}$ određen sa:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\omega} &= \eta_4\mathbf{i} + \eta_5\mathbf{j} + \eta_6\mathbf{k} \\ \mathbf{r} &= x\mathbf{i} + y\mathbf{j} + z\mathbf{k} \end{aligned} \tag{3.12}$$

3.5 Pridružena masa, hidrodinamičko prigušenje i povratna sila

Pridružena masa i hidrodinamičko prigušenje predstavljaju hidrodinamičke sile i momente koji se pojavljuju uslijed prisilnog oscilatornog gibanja krutog tijela. Smatra se da nema nailaznog vala, no prisilno njihanje tijela generira odlazne valove.

Prisilno gibanje dovodi do stvaranja oscilirajućeg polja tlaka na oplakanoj površini tijela. Integriranjem tih tlakova dobivaju se rezultirajuće sile i momenti. Ukoliko se komponente sile u smjeru koordinatnih osi x, y i z označe s F_1, F_2, F_3, a komponente momenta oko tih osi sa F_4, F_5, F_6, tada su vrijednosti pridružene mase i prigušne sile definirane sa:

$$F_k = -A_{kj}\frac{d^2\eta_j}{dt^2} - B_{kj}\frac{d\eta_j}{dt}, \qquad j,k = 1...6 \tag{3.13}$$

pri čemu se A_{kj} i B_{kj} nazivaju hidrodinamički koeficijenti. Vrijednost hidrodinamičkih koeficijenata ovisi o formi broda, frekvenciji oscilacije i brzini tijela.

Pridružena masa i hidrodinamičko prigušenje određuju se rješavanjem Laplaceove jednadžbe za prisutne rubne uvjete. Brzina fluida na površini tijela jednaka je brzini oscilacije tijela, S_B. Normalna komponenta brzine na dnu mora jednaka je nuli, S_0. Tlak na površini mora jednak je atmosferskom tlaku, a čestice tekućine ostaju na slobodnoj površini, S_F. Na beskonačnoj udaljenosti od tijela postavlja se radijacijski uvjet, S_∞. Slika 3-1 shematski prikazuje kontrolnu površinu i navedene rubne uvjete.

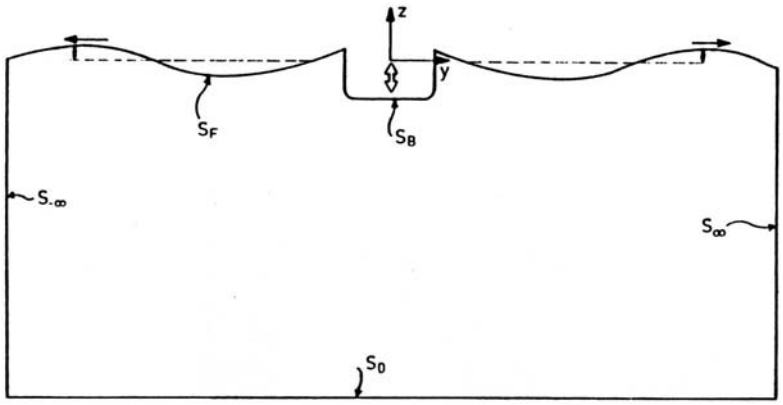
Nakon što je određen potencijal brzine tlak se određuje pomoću linearizirane Bernoullijeve jednadžbe. Rezultirajuće sile i momenti dobivaju se integriranjem polja tlaka po površini tijela, pri čemu se hidrostatički tlak ne uzima u obzir. Valja napomenuti da se tlak integrira samo do razine mirne vodne linije tijela. Zatim se određuju hidrodinamički koeficijenti.

Proračun pridružene mase i hidrodinamičkog prigušenja za trodimenzionalna tijela, kao što su brodske konstrukcije, obavlja se metodom odsječaka. Pri tome se brod modelira nizom odsječaka za koje se posebno računa hidrodinamičko opterećenje, a zatim se ono integrira po površini svih odsječaka, odnosno po dužini broda.

Hidrodinamičke povratne sile i momenti obuhvaćaju djelovanje prisilnih oscilacija uslijed postojanja hidrostatičkog opterećenja i težine broda. Mogu se zapisati u obliku:

$$F_k = C_{kj}\eta_j . \qquad k, j = 1...6 \tag{3.14}$$

Hidrodinamički koeficijenti C_{kj} ne ovise ni o frekvenciji oscilacija ni o brzini napredovanja, te je njihovo određivanje razmjerno jednostavno na osnovi hidrostatike tijela.



Slika 3-1 Kontrolna površina i rubni uvjeti

3.6 Valne sile i momenti

Ove sile i momenti čine opterećenje strukture uslijed djelovanja nailaznih valova. Pri tome se smatra da su spriječene oscilacije strukture, a valovi su pravilni i sinusoidnog oblika. Djelovanje rezultirajućeg polja tlaka sastoji se od dva dijela.

Prvi dio odnosi se na djelovanje valova neuznemirenih prisustvom strukture. Sile i momenti koji otuda nastaju nazivaju se Froud-Krilovljeva valna komponenta opterećenja. Potencijal brzine nailaznog vala je:

$$\phi_I = \frac{g\xi_a}{\omega_0} e^{kz} \cos\left(\omega_e t - kx\cos\beta - ky\sin\beta\right), \tag{3.15}$$

gdje je ω_e susretna frekvencija broda u odnosu na valove, prema:

$$\omega_e = \omega_0 - \omega_0^2 \frac{v}{g} \cos\beta \,, \tag{3.16}$$

pri čemu je v brzina broda. Linearizirana Bernoullijeva jednadžba opisuje rezultirajuće polje tlaka kako slijedi:

$$p_I = \rho g \xi_a e^{kz} \sin\left(\omega_e t - kx\cos\beta - ky\sin\beta\right). \tag{3.17}$$

Amplitude Froud-Krilovljevih sila i momenata ne ovise o brzini broda.

Drugi dio opterećenja odnosi se na promjenu polja tlaka uslijed prisustva tijela. To se naziva difrakcijska komponenta opterećenja i određuje se na sličan način kao i pridružena masa i hidrodinamičko prigušenje, odnosno pomoću potencijala brzine i odgovarajućih rubnih uvjeta. Osnovna razlika pri tome je rubni uvjet na površini tijela gdje derivacija difrakcijskog potencijala brzine mora biti jednaka po veličini normalnoj komponenti brzine uslijed nailaznog vala, te suprotnog smjera. Na taj način osigurava se da rezultirajuća normalna komponenta brzine na površini tijela bude jednaka nuli.

3.7 Jednadžbe njihanja krutog tijela na harmonijskom valu

Kada su određeni hidrodinamički koeficijenti i uzbudne sile i momenti jednadžbe njihanja krutog tijela postavljaju se iz uvjeta ravnoteže sila i momenata. Ravnotežno stanje harmonijskog gibanja opisano je sustavom jednadžbi:

$$\sum_{k=1}^{6} \left[\left(M_{jk} + A_{jk}\right)\ddot{\eta}_k + B_{jk}\dot{\eta}_k - C_{jk}\eta_k \right] = F_j e^{-\omega_e t}, \qquad j = 1...6 \tag{3.18}$$

gdje su M_{jk} komponente matrice poopćenih masa, a F_j kompleksne amplitude uzbudnih sila i momenata realnog dijela uzbude $F_j e^{-\omega_e t}$. Gornje jednadžbe rješavaju se uz pretpostavku harmonijskog odziva:

$$\eta_k = \overline{\eta}_k e^{-i\omega_e t}, \tag{3.19}$$

pri čemu su $\overline{\eta}_k$ kompleksne amplitude harmonijskog gibanja. Te se jednadžbe u matričnom obliku rješavaju uobičajenim postupcima, a kada su gibanja određena valno opterećenje konstrukcije slijedi iz ranije opisanih izraza.

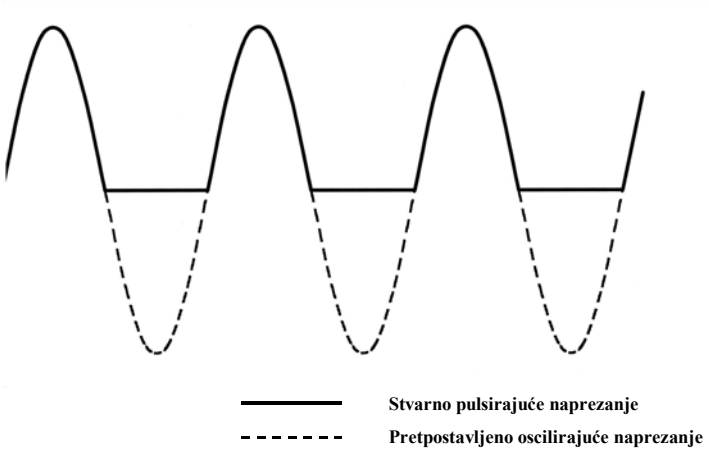
3.8 Panel metoda

Linearna teorija zanemaruje nelinearne članove u rubnim uvjetima te je stoga valjana samo za male amplitude valova kod kojih se može pretpostaviti da je potencijal brzine

proporcionalan amplitudi vala. Pri tome se smatra da je amplituda vala malena u odnosu na duljinu vala i dimenzije broda; uobičajeno se računa odziv brodske strukture na jediničnu valnu visinu. Tlakovi koji se tako dobiju izračunati su do vodne linije koju tijelo ima u mirnoj tekućini. Panel metoda je jedna od najčešće korištenih numeričkih metoda proračuna ravnotežnog linearnog odziva velikih trodimenzionalnih tijela na pravilnom harmonijskom valu. Omogućuje proračun presječnih sila i momenata i raspodjele hidrodinamičkog tlaka po oplakanoj površini brodskog trupa, ali i izravan prijenos valnog opterećenja na strukturni model.

Određivanje zamornog vijeka strukturnih detalja izravnim proračunom valnog opterećenja na osnovi linearne valne teorije povezano je s određenim poteškoćama od kojih su dvije najvažnije: problem pulsirajuće izmjene tlakova i problem promjene visine oplakane površine.

Kao rezultat hidrodinamičkog proračuna panel metodom svakom će panelu biti pridružena određena vrijednost tlaka, koja prijenosom na strukturni model postaje tlačno opterećenje odgovarajućeg dijela oplate. Razmotrimo slučaj strukturnog detalja koji se nalazi neposredno ispod razine mirne vodne linije broda. Tlak koji djeluje na taj dio oplate uzrokovat će pojavu lokalnog naprezanja u detalju. Tijekom proračuna akumulacije zamornog oštećenja raspon naprezanja bit će uobičajeno određen jednostavnim udvostručenjem izračunatog lokalnog naprezanja. Na taj način pretpostavljena je ciklička izmjena naprezanja koja ne odgovara stvarnoj izmjeni naprezanja. U stvarnosti će detalj biti izvrgnut lokalnim naprezanjima samo u valnom brijegu pa će promjena naprezanja u njemu biti pulsirajuća, slika 3-2.

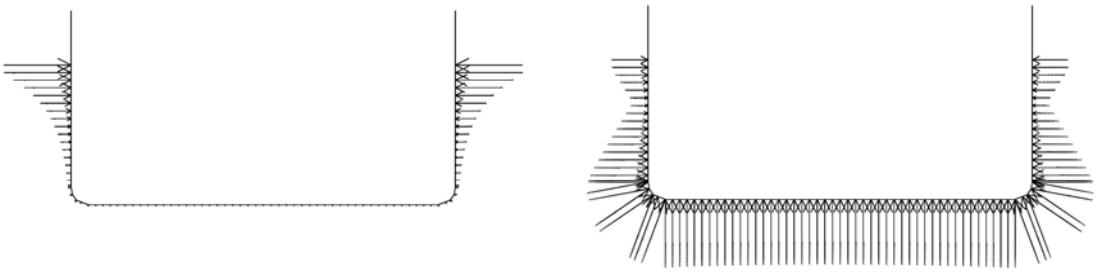


Slika 3-2 Pretpostavljena i stvarna promjena lokalnog naprezanja

Spektralna analizu zamora materijala osjetljiva je na taj problem, a koji se može promatrati kao poseban slučaj drugog spomenutog problema - problema promjene visine oplakane površine koja nastaje uslijed relativnog gibanja broda i tekućine.

Linearna valna teorija zadovoljava dinamički rubni uvjet na vodnoj liniji tijela u mirnoj tekućini. Stoga se u panelima koji se nalaze iznad te vodne linije neće računati

vrijednosti tlačnog opterećenja. Prijenosom tlačnog opterećenja na strukturni model iznad bit će nemoguće odrediti vrijednost lokalnih naprezanja iznad vodne linije. Slika 3-3 prikazuje tipičan primjer raspodjele hidrodinamičkog opterećenja po oplati broda.



Slika 3-3 Hidrodinamički tlak na kratkim i dugim valovima

Lijeva strana slike 3-3 prikazuje raspodjelu valnog opterećenja uzrokovanog kratkim valovima (25 metara) koji na brod nailaze pod kutom od 0 stupnjeva. Na desnoj strani raspodjela valnog opterećenja uzrokovana je valovima velike dužine (975 metara), koji na brod nailaze pod kutom od 90 stupnjeva. U oba slučaja može se uočiti da strukturni elementi iznad oplakane površine ne primaju nikakvo opterećenje i stoga nikakvo naprezanje. U praktičnom smislu to znači da će dva susjedna strukturna detalja, jedan iznad a drugi ispod razine mirne vodne linije, imati bitno drugačiju vrijednost izračunatog zamornog oštećenja.

Zbog njegove važnosti ovaj su problem nastojali riješiti mnogi istraživači. Berstad i Larsen [52] predložili su rješenje u vremenskom području modelirajući vanjski i unutarnji hidrodinamički tlak kao funkciju vremenskog potencijala brzine i trenutne valne visine. Fourierovom transformacijom valnog spektra u vremenskom području odredili su vremenski slijed odgovarajućih globalnih i lokalnih naprezanja za jednostavni gredni model i otuda zatim dugoročnu razdiobu naprezanja i akumulirano zamorno oštećenje. Uz ostalo, zaključili su da postoji značajan utjecaj smjera nailaska valova na akumulaciju oštećenja.

Cramer, Loseth i Bitner-Gregersen [41] predložili su rješenje istog problema u frekventnom području. Promjenu tlaka modelirali su pomoću četiri funkcije koje se odnose na: neoplakanu površinu, oplakanu površinu do razine mirne vodne linije, oplakanu površinu ispod vodne linije i površinu koja je stalno uronjena u tekućinu. Na osnovi jednostavnog grednog modela ustanovili su proporcionalnost tlačnog opterećenja i naprezanja i otuda proporcionalnost valne visine i naprezanja. Očekivanu vrijednost akumuliranog oštećenja zatim su izveli kroz spektralnu analizu očekivanja valnih visina za kratkoročno i dugoročno stanje mora.

Pastoor, Pinkster i Krekel [40] istražili su problem i u frekventnom i vremenskom području i našli dobro podudaranje rezultata. Ustanovili su da rješenje u frekventnom području, prema Cramer i ostali, daje dobru vrijednost zamornog oštećenja. Komentirali su utjecaj pretpostavljene Rayleigheve razdiobe vršnih naprezanja: vrijednosti opterećenja bile su nešto više nego one dobivene analizom u vremenskom području, dok je ukupan broj ciklusa bio nešto niži.

4. ODZIV KONSTRUKCIJE

U analizi zamora odziv brodske konstrukcije bit će naprezanja u strukturnim elementima i koncentracija naprezanja u kritičnim točkama onih strukturnih detalja koji su naročito podložni zamoru. Odziv konstrukcije moguće je odrediti pojednostavljenom metodom pomoću pravila klasifikacijskih društava ili izravno analizom brodske konstrukcije pomoću metode konačnih elemenata. Od toga je za spektralnu analizu zamora zanimljiv ovaj drugi način.

Kao rezultat hidrodinamičkog proračuna bit će poznate prijenosne funkcije opterećenja uslijed djelovanja pravilnih valova jedinične visine i raznih perioda, te za niz različitih susretnih kutova i stanja krcanja broda. Prijenosom tog opterećenja na strukturni model postaje moguće odrediti prijenosne funkcije naprezanja za odabrani strukturni detalj. Posebno se u analizi zamora određuju prijenosne funkcije žarišnih naprezanja za točke u kojima dolazi do koncentracije naprezanja.

Više je načina na koji je moguće modelirati brodsku strukturu. Modeli će se razlikovati prema dimenzijama, gustoći mreže i vrsti konačnih elemenata, opterećenju i rubnim uvjetima. Svaki model bit će primjeren odabranoj vrsti analize, a kod analize zamora redovito će biti nužna izrada modela u više razina, kako bi se tehnikom "zumiranja" odredilo polje naprezanja na površini koja može biti manja od nekoliko kvadratnih centimetara. Strukturne modele za analizu zamora moguće je razvrstati u pet grupa.

4.1 Strukturni modeli

Globalni modeli odlikuju se grubom mrežom konačnih elemenata. U stanju su dobro modelirati krutost čitavog broda i namijenjeni su određivanju nominalnih naprezanja u primarnim strukturnim elementima. Pri njihovom modeliranju uobičajeno je korištenje tehnike superelemenata, a u slučaju simetričnosti konstrukcije modelira se polovica broda te na simetrali postavljaju odgovarujući rubni uvjeti.

Modeli teretnog prostora namijenjeni su određivanju nominalnih naprezanja u tom dijelu brodske strukture. Obuhvaćaju tri teretna prostora ili tanka, pri čemu se analiza provodi u središnjem dijelu modela, dok su krmeni i pramčani dio prisutni radi smanjenja utjecaja rubnih uvjeta. Opterećenje takvog modela može se zadati na dva načina. Pojednostavljeni način podrazumijeva zadavanje presječnih momenata i sila na rubovima modela. Tome valja naknadno pribrojiti naprezanja uslijed hidrodinamičkog tlaka na oplakanim površinama, koja su lokalnog karaktera i mogu se stoga računati izdvojeno. Drugi način opterećenja sastoji se u

izravnom prijenosu ukupnog hidrodinamičkog opterećenja na strukturni model. U tom slučaju je rezultirajuće naprezanja ujedno i ukupno naprezanje.

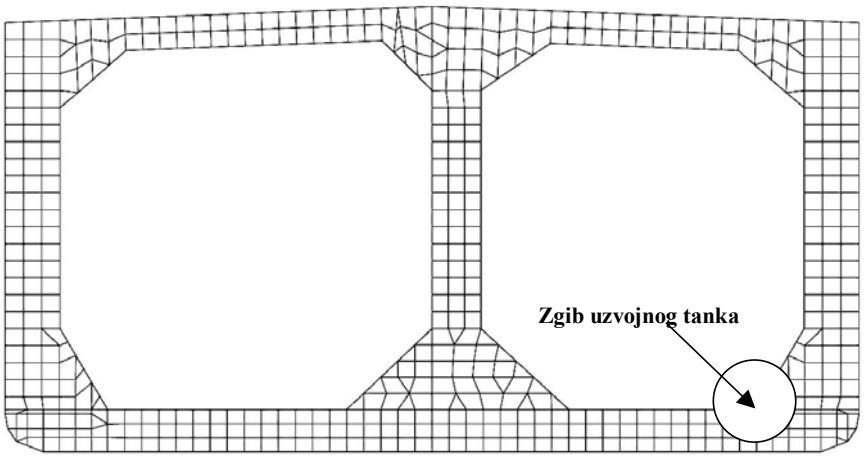
Naprezanja okvira i nosača određuje se pomoću odgovarajućih modela s razmjerno finom mrežom konačnih elemenata. Često se ti dijelovi modeliraju i analiziraju kao sastavni dio analize modela teretnog prostora; deformacije odgovarajućeg dijela teretnog prostora mogu se prenijeti kao rubni uvjeti na model okvira ili nosača.

Strukturni modeli kojima se računa koncentracija naprezanja sastavljeni su od vrlo fine mreže konačnih elemenata. Ona mora biti tako fina da može precizno odrediti polje naprezanja u neposrednoj blizini diskontinuiteta u geometriji strukturnog detalja. Kako se ovim modelima određuje faktor koncentracije naprezanja, o kojemu bitno ovisi ocjena zamornog oštećenja, to im je u okviru analize zamora potrebno posvetiti posebnu pozornost. Sva klasifikacijska društva suglasna su u tome i redovito unaprijeđuju upute za izradu tih modela i analizu naprezanja u njima

4.2 Modeli koncentracije naprezanja

4.3 Primjer 1 - Donji zgib uzvojnog tanka

Jedno od mjesta vrlo visoke koncentracije naprezanja u brodskim konstrukcijama jest donji zgib uzvojnog tanka, slika 4-1. Iznad jednog od poprečnih elemenata strukture (okvirno rebro) na tom se mjestu spajaju gornja ploča dvodna i kosa ploča tanka. Tablični faktor koncentracije žarišnih naprezanja prema DNV pravilima iznosi $K_{SCF} = 7$. Ova vrijednost odnosi se na zgibove kuta od 30 do 70 stupnjeva i na izvedbu zgiba prema uobičajenoj brodogradevnoj praksi. U sklopu FatHTS projekta proveden je niz testova s ciljem boljeg razumijevanja fenomena zamora na tom dijelu brodske konstrukcije.



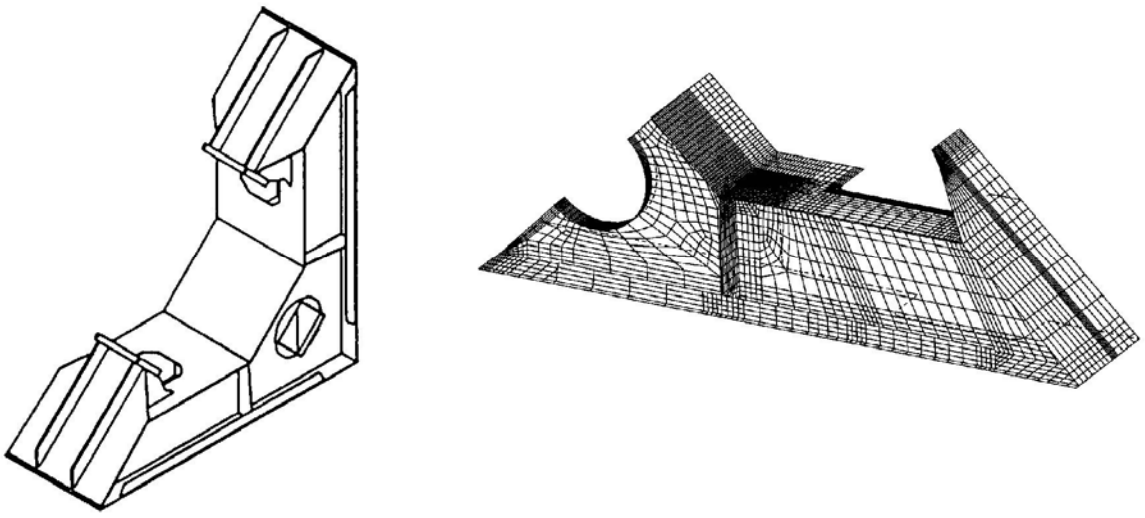
Slika 4-1 Kritični strukturni detalj: donji zgib uzvojnog tanka

U prvom dijelu istraživanja proveden je niz zamornih testova na uzorcima izrađenim u prirodnoj veličini. Testovi uključuju dvije vrste opterećenja: cikličko opterećenje konstantne vršne vrijednosti i cikličko opterećenje slučajnih vršnih vrijednosti. Testovi su obavljeni pri Netherlands Organisation for Applied Scientific Research, TNO, Nizozemska [38].

Drugi dio istraživanja odnosi se na strukturnu analizu tih istih uzoraka metodom konačnih elemenata. Rezultat strukturne analize su vrijednosti koncentracije naprezanja i pripadajućeg faktora koncentracije naprezanja koji su usporedivi s vrijednostima dobivenim zamornim testovima [36].

4.3.1 Model donjeg zgiba uzvojnog tanka

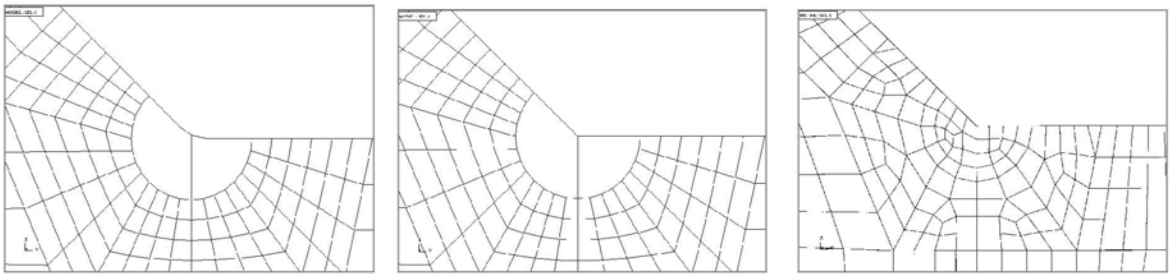
Uzorak strukturnog detalja i pripadajući strukturni model prikazani su slikom 4-2. Veličina uzorka je otprilike 3x3 metra. Uzorak je simetričan oko dvije osi pa mreža konačnih elemenata obuhvaća samo četvrtinu uzorka. Na osima simetrije postavljeni su odgovarajući rubni uvjeti. Model ima približno 5000 konačnih elemenata odnosno 30000 stupnjeva slobode.



Slika 4-2 Testni uzorak i strukturni model zgiba uzvojnog tanka

Izrađene su tri verzije strukturnog detalja, označenih kao C2.1, C2.2 i C2.3. U osnovi je riječ o identičnim uzorcima koji se razlikuju u izvedbi samog zgiba.

Zgib uzorka C2.1 nastao je korištenjem hladno deformirane ploče, polumjera zakrivljenosti 28 mm. Zgib uzorka C2.2 nastao je zavarenim spojem ploča koje se susreću na zgibu. Uzorak C2.3 istovjetan je zavarenoj izvedbi C2.2 uz razliku da su otvori naknadno prekriveni polukružnim pločicama i zavareni. Ta se tehnika primjenjuje kada je npr. potrebno osigurati nepropusnost na tom mjestu. Detalj strukturnog modela za sve tri verzije prikazan je na slici 4-3.

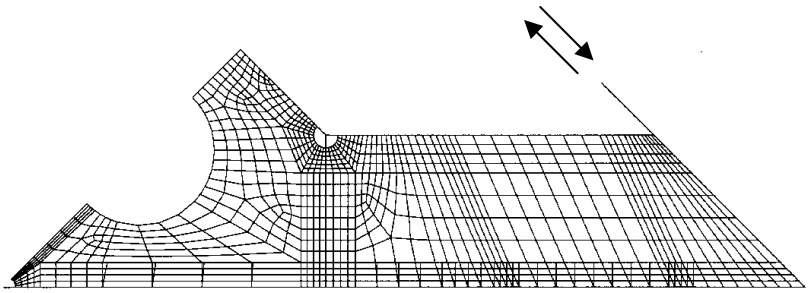


Slika 4-3 Različite izvedbe zgiba uzvojnog tanka

Modeli su opterećeni silom od 100 kN, što odgovara rasponu sile od 400 kN za cijeli model, te podvrgnuti statičkoj analizi metodom konačnih elemenata. Sila djeluje na kraju modela, na mjestu na kojem se na ispitni uzorak pričvršćuje hidraulička naprava, slika 4-4.

Analizom rezultirajućih naprezanja i deformacija došlo se do sljedećih zaključaka:

- nazivna naprezanja dovoljno daleko od zgiba nalaze se u rasponu od 20 do 40 MPa,
- koncentracija naprezanja uočena je u okolini zgiba,
- analizom osnovnih naprezanja izdvojene su četiri kritične točke koncentracije naprezanja u okolici zgiba.

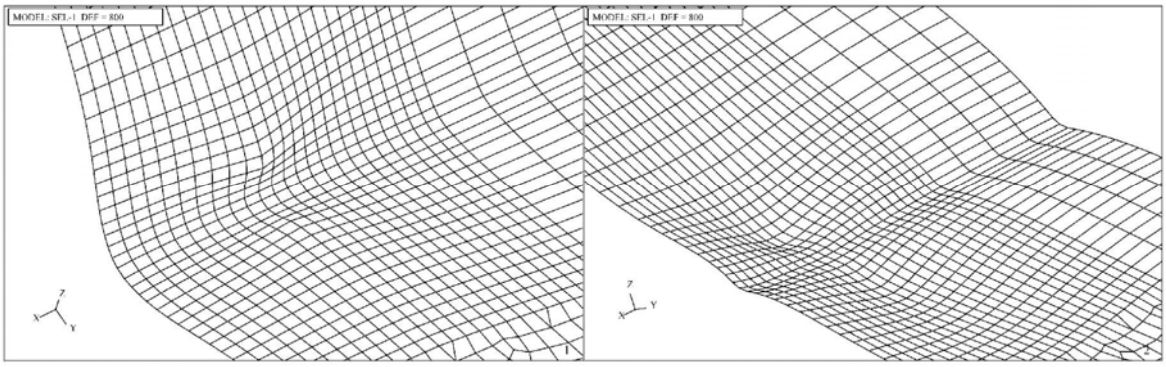


Slika 4-4 Shematski prikaz opterećenja modela

Tri uočene kritične točke nalaze se na gornjoj ploči (točke 1, 2 i 3), dok se četvrta (točka 4) nalazi na uzdužnom okviru. Koncentracija naprezanja u točki 1 pojavljuje se uslijed promjene geometrije i redistribucije naprezanja na tom mjestu.

U točkama 2, 3 i 4 spriječena je mogućnost deformacije ploče uz rubove otvora, čime se krutost konstrukcije skokovito mijenja i što također uzrokuje znatnu koncentraciju naprezanja.

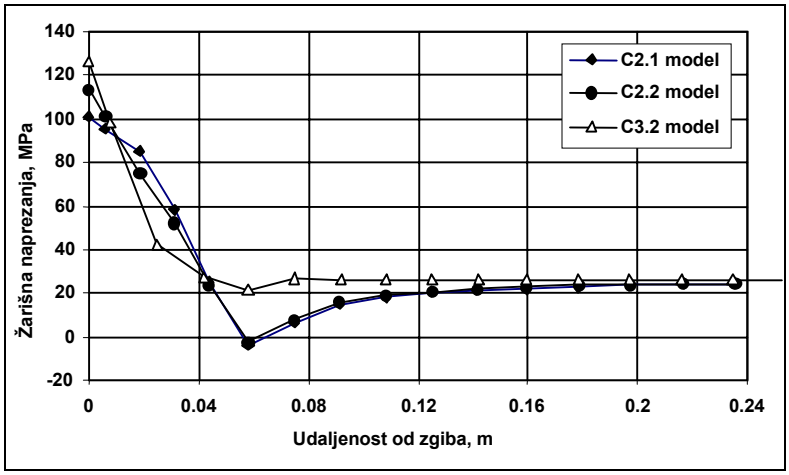
Deformacije u okolini zgiba uslijed djelovanja tlačnog i vlačnog opterećenja prikazane su slikom 4-5.



Slika 4-5 Deformacije u okolini zgiba

Slika 4-6 prikazuje distribuciju glavnih naprezanja, u smjeru uzdužne osi, u elementima gornje ploče udaljenih od 0 do 275mm od zgiba. Lako se može uočiti najniža vrijednost žarišnih naprezanja C2.1 modela kod kojega promjena geometrije na zgibu nije skokovita već prati određeni polumjer zakrivljenosti (modeliran shodno mogućnostima mreže konačnih elemenata na tom mjestu). Model C2.3 ima najveću vrijednost žarišnih naprezanja u zgibu što se može objasniti najvećom krutošću zgiba među svim modelima.

Vrijednosti žarišnih naprezanja i izračunatih faktora koncentracije naprezanja pokazane su tablicom 4-1.



Slika 4-6 Razdioba naprezanja za C2 model zgiba

4.3.2 Usporedba s rezultatima zamornih testova

Zamorni testovi na uzorcima u prirodnom mjerilu obavljani su pomoću uređaja koji generira oscilirajuće opterećenje od –200 do +200 kN, odnosno raspon opterećenja od 400 kN. Na mjestima gdje se očekivala pojava pukotina postavljeni su mjerni instrumenti koji bilježe deformacije. Rast pukotina bilježio se sve do trenutka loma uzoraka. Prije početka zamornih testova uzorci su podvrgnuti statičkom opterećenju, ekvivalentnom modeliranom opterećenju od100 kN, izračunati su faktori koncentracije naprezanja i uspoređeni rezultati.

Tablica 4-1 pokazuje izmjerene i izračunate rezultate nominalnih i žarišnih naprezanja ekstrapoliranih u točci 1 iz dva smjera: duž vodoravne ploče (iz smjera točke 3) i duž kose ploče (iz smjera točke 2). Više o postupcima ekstrapolacije žarišnih naprezanja u nastavku.

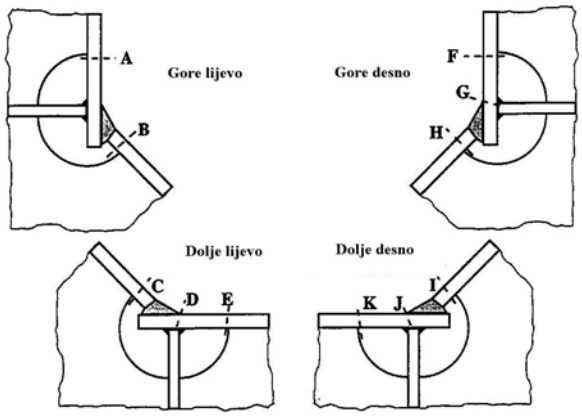
Tablica 4-1 Izmjerena i izračunata naprezanja i faktori koncentracije naprezanja

	C2.1 model		C2.2 model		C2.3 model	
	FEM MPa	**Test** MPa	**FEM** MPa	**Test** MPa	**FEM** MPa	**Test** MPa
Nazivna	**23.75**	**23.31**	**23.83**	**23.31**	**25.21**	**23.31**
Žarišna	**100.35**	**101**	**113.5**	**104.5**	**126.05**	**77.5**
K_{SCF}	**4.23**	**4.33**	**4.77**	**4.47**	**5.00**	**3.32**
Žarišna	**137.46**	**121**	**148.87**	**107**	**116.07**	**78**
K_{SCF}	**5.79**	**5.19**	**6.25**	**4.59**	**4.62**	**3.36**

Može se uočiti dobro podudaranje rezultata, osim u slučaju modela C2.3 gdje metoda konačnih elemenata daje veće vrijednosti u odnosu na one izmjerene: razlika iznosi približno 50%. Može se pretpostaviti da na razliku u rezultatima utječe prisutnost zaostalog naprezanja uslijed dodatnog zavarivanja polukružnih brtvenih pločica. Također, metoda konačnih elemenata predviđa prisutnost nazivnog naprezanja u blizini zgiba i nagli skok žarišnog naprezanja neposredno pred zgibom, dok to rezultati mjerenja ne pokazuju. Otuda proizlazi nužnost postojanja većeg broja mjernih traka u okolici zgiba kojima bi se mogla detaljnije pratiti koncentracija naprezanja oko kritičnih točaka.

Zamorni testovi pokazali su nastanak pukotina na sva četiri kritična mjesta predviđena metodom konačnih elemenata. Shematski prikaz pukotina za uzorak C2.2 prikazan je slikom 4-7. (Pukotina na mjestu točke 4 nije označena). Prva pukotina na uzorku C2.2 otkrivena je

nakon svega 125686 ciklusa opterećenja, a test je završen kada se pukotina proširila cijelom širinom uzorka nakon 3.7 milijuna ciklusa.



Slika 4-7 Shematski prikaz položaja pukotina na C2.2 uzorku [38]

4.4 Primjer 2 - Koljeno okvirnog rebra

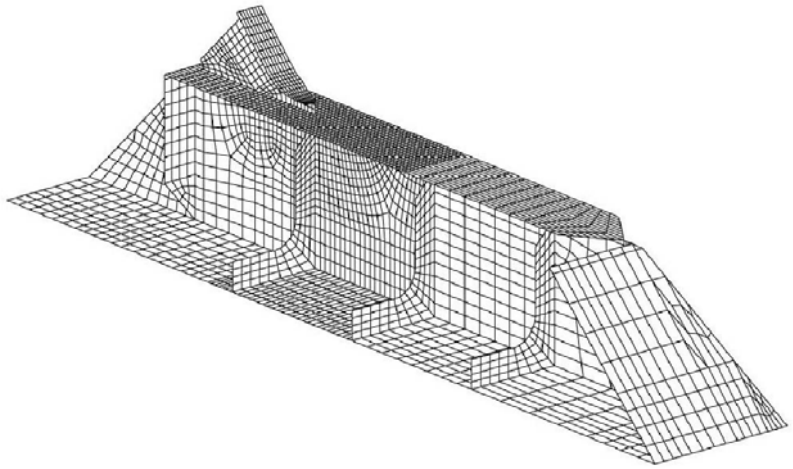
Vrhovi koljena u kutovima okvirnog rebra redovito su izloženi koncentraciji naprezanja. Promišljenim izvedbama takvih koljena nastoji se ublažiti učinak diskontinuiteta geometrije strukture, no njegovo je postojanje nemoguće izbjeći. Na osnovi vlastitog iskustva klasifikacijska društva predlažu vrijednost faktora koncentracije naprezanja na takvim mjestima $K_{SCF} = 1.7$, što može donekle varirati ovisno o debljini opločenja, polumjeru zakrivljenosti koljena i drugim parametrima.

U okviru projekta FatHTS, na sličan način kao i u primjeru zgiba uzvojnog tanka, provedeni su zamorni testovi i strukturna analiza koljena okvirnih rebara. Uzorci koljena izrađeni su i ispitani u brodogradilištu Odense u Danskoj. Strukturnu analizu odgovarajućih modela metodom konačnih elemenata obavilo je više sudionika u projektu nakon čega su rezultati uspoređeni [14].

4.4.1 Model koljena okvirnog rebra

Izrađena su tri različita uzorka koljena okvirnog rebra [37]. Osnovne dimenzije i topologija slične su za sva tri uzorka, a razlikuju se u detaljima izvedbe koljena. Sva tri koljena u osnovi su trokutaste ploče, no na koljenu C3.1 nalazi se pojas lima, koljeno C3.2 također ima pojas, a vrh tog koljena je zaobljen, dok koljeno C3.3 nema ni pojas ni zaobljeni vrh, već je na njega zavarena bočna ukrepa. Mreža konačnih elemenata slična je za sva tri modela i prikazana je slikom 4-8.

Modeli se sastoje od približno 4500 konačnih elemenata odnosno 26000 stupnjeva slobode. Korišteni su četverokutni pločasti konačni elementi s vrlo finom mrežom u okolini vrha koljena.



Slika 4-8 Model koljena okvirnog rebra

Pojedine izvedbe koljena prikazane su slikama 4-9, 4-10 i 4-11. Dimenzije koljena odabrane su u skladu s brodograđevnom praksom danskog brodogradilišta kako bi se čim realističnije modelirala stvarna konstrukcija.

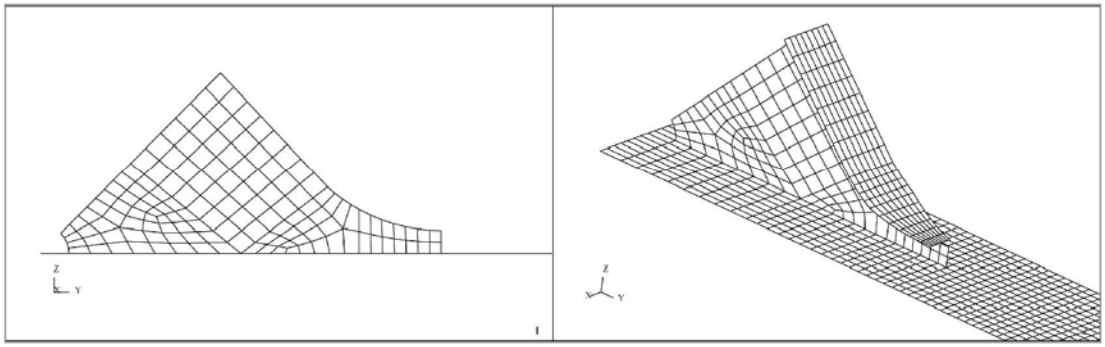
Modeli su opterećeni silom od 100 kN, što odgovara rasponu sile od 400 kN za cijeli model, te podvrgnuti statičkoj analizi metodom konačnih elemenata (vidi sliku 4-4).

Rezultati analize pokazali su sljedeće:

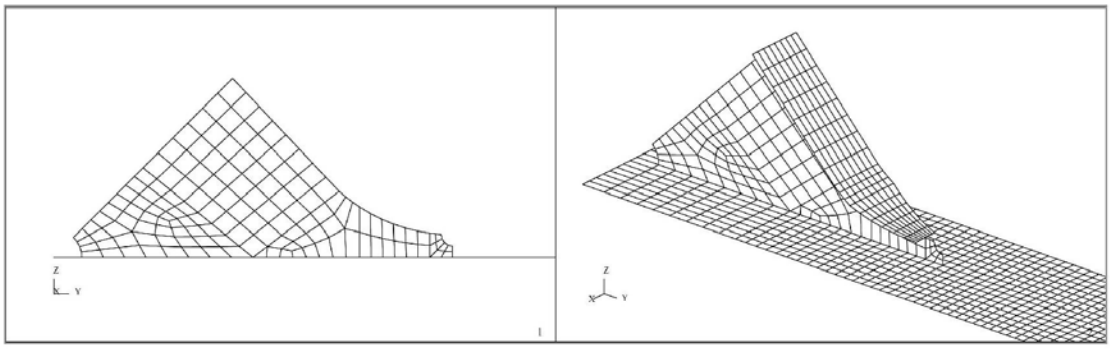
- nazivno naprezanje modela kreće se u rasponu od 15 do 25 MPa,
- koncentracija naprezanja kod svih modela prisutna je u okolini vrha koljena,
- na modelu C3.3 koncentracija naprezanja prisutna je i oko vrha ukrepe koljena.

Pomnijim promatranjem glavnih naprezanja uočava se blagotvoran učinak zaobljenja vrha koljena kod modela C3.2. Premda nije lako realistično modelirati tako mali polumjer zakrivljenja njegova prisutnost očito umanjuje vrijednost žarišnog naprezanja.

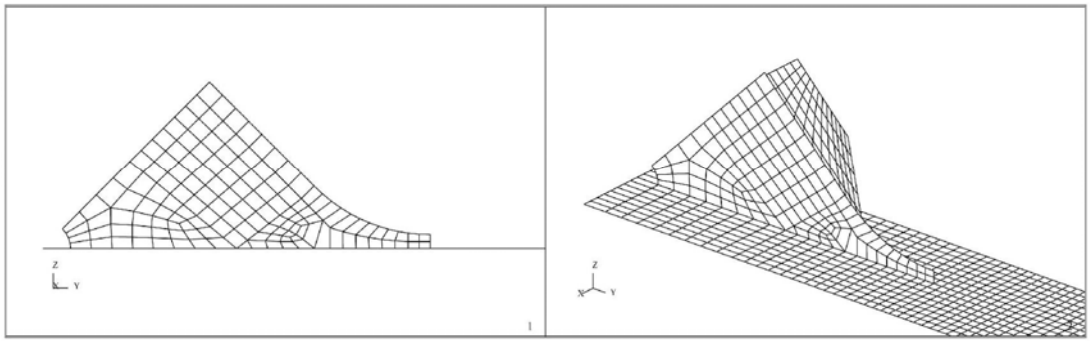
Postojanje druge kritične točka na modelu C3.3 ima dvostruki učinak: vrijednost najvećeg naprezanja premjestila se iz okoline vrha koljena u okolinu vrha ukrepe koljena i drugo, polje naprezanja na pojasu ispod koljena povećalo se i proširilo u smjeru kuta koljena.



Slika 4-9 C3.1 izvedba vrha koljena



Slika 4-10 C3.2 izvedba vrha koljena



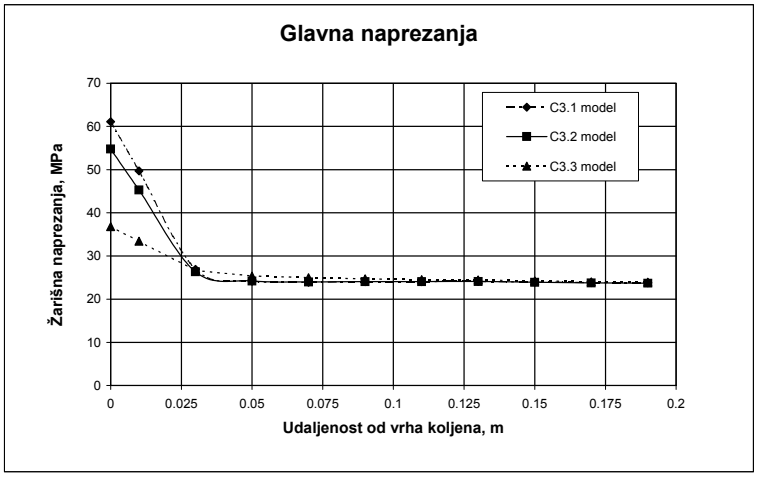
Slika 4-11 C3.3 izvedba vrha koljena

Izračunate vrijednosti nazivnog i žarišnog naprezanja, te faktora koncentracije naprezanja za sva tri modela prikazane su tablicom 4-2.

Tablica 4-2 Naprezanja i faktor koncentracije naprezanja C3 modela

	$\sigma_{žarišno}$, MPa	$\sigma_{nazivno}$, MPa	K_{SCF}
C3.1 model	61.1	23.7	2.58
C3.2 model	54.8	23.6	2.32
C3.3 model	36.8	23.8	1.55

Razdioba naprezanja pred vrhom koljena za sva tri modela, od 0 do 200 mm udaljenosti od vrha, prikazana je na slici 4-12. Iz slike se može dobro uočiti prisutnost koncentracije naprezanja u neposrednoj blizini vrha koljena, te jednoliku razdiobu nazivnog naprezanja koja i omogućuje izravno određivanje faktora koncentracije naprezanja.



Slika 4-12 Razdioba naprezanja pred vrhom koljena okvirnog rebra

4.4.2 Usporedba s objavljenim rezultatima

Izvještaj ISSC povjerenstva za godinu 2000. pokazuje rezultate komparativne analize žarišnih naprezanja za C3.3 model brodskog koljena [14]. Partnerima koji su sudjelovali u projektu dostavljena je tehnička dokumentacija koja opisuje geometriju tog strukturnog detalja, a izrada odgovarajuće mreže konačnih elemenata prepuštena je njihovom iskustvu i slobodnoj procjeni.

Sudionici u projektu koristili su različite standardne programske pakete i raznovrsne konačne elemente (četverokutne 2D konačne elemente s četiri i osam čvorova, te prizmatične 3D konačne elemente s osam i dvadeset čvorova po elementu). Ekstrapolacija žarišnih naprezanja bila je linearna i kvadratična. Ne zadavši unutar projekta nikakva posebna pravila i ograničenja nastojala se postići realna situacija postojanja različitih modela i interpretacija rezultata. Upravo je stjecanje informacija o rasipanju rezultata bio jedan od ciljeva ovog istraživanja.

Tablice 4-3 i 4-4 prikazuje vrijednosti izračunatih vršnih naprezanja za kritičnu točku 1 (vrh koljena), odnosno kritičnu točku 2 (vrh ukrepe) modela C3.3.

Tablica 4-3 Rezultati strukturne analize koljena – kritična točka 1

Vrst elementa	Veličina elementa t = 20mm	Zavar modeliran	Ekstrapolacija	Žarišno naprezanje, MPa (okomito/osnovno)	Programski paket
Ploča-4 čvora	t	Ne	Linearna	25.9/ -	NASTRAN
	t/2	Ne	Linearna	26.8/ -	NASTRAN
	3t/2	Ne	Linearna	27.7/ -	NASTRAN
	t	Ne	Linearna	- / 23.8	MARC
	t	Ne	Linearna	23.2/ -	MARC
	t/2	Ne	Linearna	25.1/ -	MARC
	t/2, t/4	Ne	Linearna	25.4/ -	MARC
	t	Ne	Linearna	24.9/ -	SAP 91
	t	Ne	Bilinearna	- / **36.8**	SESAM
Ploča-8čvorova	t	Ne	Linearna	24.2/ -	MARC
	t	Ne	Linearna	24.6/ -	NASTRAN
	t	Ne	Linearna	25.8/ -	MARC
	t	Ne	Kvadratična	28.0/ -	MARC
Prizma-20čvorova	t	Ne	Linearna	30.2/ -	NASTRAN
	t	Ne	Linearna	32.3/ -	NASTRAN
Prizma-8čvorova	t/2	Da	Linearna	34.9/ -	MARC
Prizma-8čvorova	t/4	Da	Linearna	32.6/ -	MARC
Prizma-20čvorova	t/4	Da	Linearna	28.9/ -	MARC
Prizma-8čvorova	t/4, t/8	Da	Linearna	30.4/ -	MARC
Prizma-20čvorova	t	Da	Linearna	33.2/ -	NASTRAN
Prizma-20čvorova	t	Da	Linearna	32.6/33.4	MARC
Prizma-20čvorova	t	Da	Kvadratična	35.1/36.1	MARC

Tablica 4-4 Rezultati strukturne analize koljena – kritična točka 2

Vrst elementa	Veličina elementa t = 20mm	Zavar modeliran	Ekstrapolacija	Žarišno naprezanje, MPa (okomito/osnovno)	Programski paket
Ploča-4 čvora	t	Ne	Linearna	95.0/ -	NASTRAN
	t/2	Ne	Linearna	98.3/ -	NASTRAN
	3t/2	Ne	Linearna	88.3/ -	NASTRAN
	t	Ne	Linearna	/81.7	NASTRAN
	t/2	Ne	Linearna	/81.6	MARC
	t, t/4	Ne	Linearna	/90.4	MARC
	t	Ne	Linearna	94.2/ -	SAP 91
	t	Ne	-	- / **113.0**	SESAM
Ploča-8čvorova	t/2	Ne	Linearna	- /97.4	MARC
	t	Ne	Linearna	87.8/ -	NASTRAN
	t	Ne	Linearna	83.8/ -	MARC
	t	Ne	Kvadratična	91.5/ -	MARC
Prizma-20čvorova	t	Ne	Linearna	102.1/ -	NASTRAN
	t	Ne	Linearna	92.8/ -	NASTRAN
Prizma-8čvorova	t/2	Da	Linearna	- / 97.2	MARC
Prizma-20čvorova	t/2	Da	Linearna	- / 99.5	MARC
Prizma-8čvorova	t/2, t/4	Da	Linearna	- / 103.6	MARC
Prizma-20čvorova	t	Da	Linearna	101.7/ -	NASTRAN
-	0.625t	Da	Kvadratična	103.1/105.2	MARC

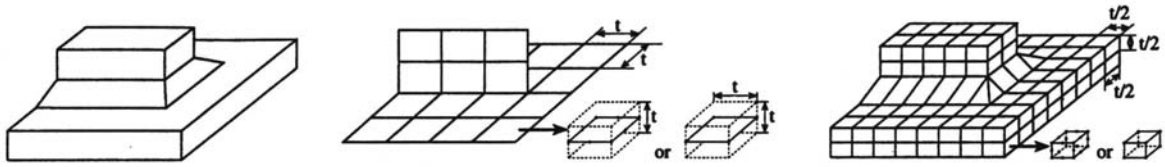
4.5 Problem ekstrapolacije naprezanja

Određivanje žarišnih naprezanja u finim modelima koncentracije naprezanja praćeno je nizom poteškoća:

- mreža konačnih elemenata mora biti dovoljno fina kako bi što preciznije opisala polje naprezanja i deformacija u okolini žarišnih točaka,
- naprezanja se određuju u Gaussovim točkama elemenata, te ih je potrebno ekstrapolirati u točku diskontinuiteta geometrije,
- složena geometrija strukturnih detalja ponekad ne omogućuje ekstrapolaciju naprezanja, te ih je potrebno procijeniti na neki drugi način.

Iz tih razloga, kao i iz činjenice da klasifikacijska društva različito pristupaju tom problemu, povjerenstvo II.1 13-tog kongresa ISSC [10] ustvrdilo je kako "pomorskoj industriji treba ne samo dobro obrazovanje studenata i strukturnih analitičara, nego i precizna uputstva o provedbi analize problema specifično svojstvenih brodskim i pomorskim konstrukcijama". Praktična posljedica odsustva tih znanja i uputa uzrok su raspršenosti i otežanoj usporedbi rezultata, a s pravom se tada može postaviti i pitanje njihove točnosti.

Fina mreža lokalnih modela vrlo je osjetljiva na izbor vrste i veličine konačnih elemenata. Smanjivanjem dimenzija elemenata naprezanja na mjestima diskontinuiteta težit će, teorijski, beskonačnoj vrijednosti. Stoga je potrebno odrediti donju granicu njihove veličine, a žarišna naprezanja odrediti ekstrapolacijom ili na neki drugi način. S druge strane da bi se mogao odrediti gradijent naprezanja važno je da referentne točke na udaljenosti $t/2$ i $3t/2$ ne budu unutar istog elementa, pri čemu je t debljina ploče. Otuda proizlazi da bi elementi trebali biti veličine txt. Trodimenzionalni elementi, u slučaju eksplicitnog modeliranja geometrije zavara, mogu biti i manji, odnosno dimenzija $t/2$ x $t/2$ x $t/2$, slika 4-13.



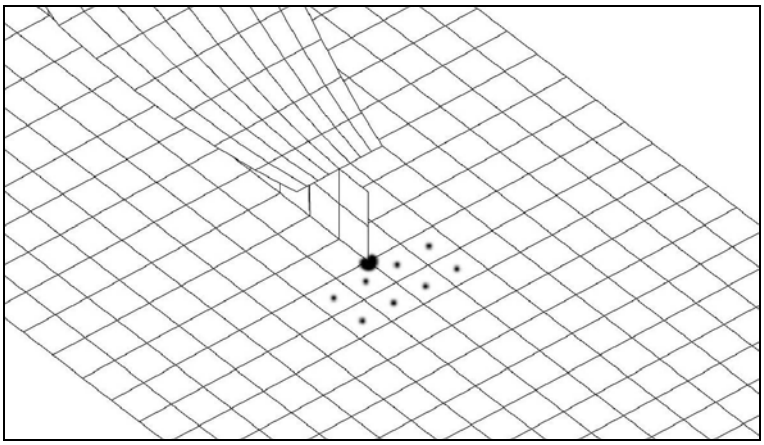
Slika 4-13 Modeliranje strukturnih detalja 2D i 3D konačnim elementima

Promjene u gustoći mreže na mjestima koncentracije naprezanja valja izbjegavati, a geometrija elemenata treba biti čim pravilnija: omjer dužine i širine manji od 3 [30] odnosno 5 [6], te kutovi među stranicama elemenata između 60 i 120 stupnjeva.

Kod standardnih proračuna uobičajeno se koriste dvodimenzionalni elementi budući da omogućuju određivanje žarišnih naprezanja dovoljnom preciznošću, modeliranje je jednostavnije, a konačni broj stupnjeva slobode nije prevelik.

Trodimenzionalni konačni elementi namijenjeni su posebnim istraživanjima kod kojih je potrebno odrediti zarezna naprezanja izravnim modeliranjem geometrije zavara, pri čemu upotreba takvih elemenata omogućuje fino modeliranje zakrivljenosti vrha zavara. Pri tome se pojavljuje pitanje točnosti geometrije zavara: u jednakim kritičnim točkama istovrsnih strukturnih detalja geometrija zavara ne mora biti ista, a za pojedini strukturni detalj može i varirati njegovom dužinom. Uobičajeno se pri modeliranju odabiru srednje, odnosno teorijske vrijednosti geometrije zavara ili se pak zavar posebno precizno modelira.

Ekstrapolacijom naprezanja nastoji se odrediti žarišno naprezanje u točki diskontinuiteta geometrije. Pri tome se ekstrapoliraju naprezanja onih elemenata koji se nalaze u okolini te žarišne točke, kao što je prikazano primjerom na slici 4-14.



Slika 4-14 Žarišna točka i Gaussove točke u jednostavnim 2D konačnim elementima

Postupak ekstrapolacije opisan je u uputama klasifikacijskih društava, no još uvijek vrlo često ovisi o iskustvu strukturnog analitičara. Uobičajeno se provodi linearna, bilinearna ili kvadratična ekstrapolacija naprezanja. Ekstrapolacija se donekle razlikuje za dvodimenzionalne i trodimenzionalne konačne elemente, no redovito ju je potrebno provesti za glavna naprezanja čiji je smjer okomit na pretpostavljeni smjer širenja pukotine.

Pojam linearne ekstrapolacije je donekle nejasan. U literaturi se navodi da je to ekstrapolacija naprezanja izračunatih u dva elementa ispred žarišne točke, no takav postupak nije moguće doslovno provesti osim za određene vrste zavara i konačnih elemenata.

Bilinearna ekstrapolacija odvija se u dva koraka: u prvom od njih naprezanja se linearno ekstrapoliraju u točke na dodirnim stranicama elemenata, a u drugom se naprezanja u tim točkama linearno ekstrapoliraju u žarišnu točku odnosno točku diskontinuiteta geometrije. Za ovaj postupak ukupno je potrebno 8 konačnih elemenata, kako je prikazano na slici 4-13.

Kvadratična ekstrapolacija također se odvija u dva koraka: najprije linearna ekstrapolacija u točke na dodirnim stranicama elemenata i zatim kvadratična ekstrapolacija naprezanja u tim točkama u žarišno naprezanje. Ova ekstrapolacija redovito daje veću vrijednost žarišnog naprezanja zbog kvadratične aproksimacije polja naprezanja.

Ekstrapolacija naprezanja kod trodimenzionalnih konačnih elemenata ili složenijih dvodimenzionalnih elemenata ovisit će o broju čvorova u konačnom elementu, vrsti elementa i vrsti analize koja se provodi i potrebi za uspoređivanjem rezultata.

Korištenjem postupka ekstrapolacije postaje moguće učiniti izravnu usporedbu s naprezanjima određenima za vrijeme zamornih testova posredstvom mjernih traka pri čemu lokacije točaka na modelu odgovaraju lokacijama mjernih traka na uzorku. S druge strane, na osnovi analize metodom konačnih elemenata moguće je odrediti odgovarajuću lokaciju mjernih traka na uzorku.

U slučaju da geometrija strukturnog detalja ne omogućuje jasnu ekstrapolaciju žarišna je naprezanja potrebno odrediti drugačije. Propisi klasifikacijskih društava vrlo rijetko daju upute za raznovrsne položaje i vrste kritičnih točaka te je procjena žarišnih naprezanja u njima ostavljena iskustvu i intuiciji strukturnog analitičara. On pri tome može koristiti niže navedene ili neke drugačije načine procjene žarišnog naprezanja:

- naprezanje dobiveno linearnom ekstrapolacijom u elemente duž ruba detalja,
- naprezanje u najbližem elementu ili čak čvoru elementa u slučaju problematičnih prostornih diskontinuiteta,
- naprezanje u pomoćnim štapnim konačnim elementima duž zakrivljenih rubova.

Gornja razmatranja mogu se sabrati u sljedeći zaključak: problem određivanja žarišnog naprezanja valja promatrati s aspekta točnosti i konzistentnosti.

Točnost rezultata ovisit će o pravilnoj i odgovarajućoj upotrebi postupka ekstrapolacije ili nekog drugog postupka određivanja žarišnog naprezanja. Akumulirano zamorno oštećenje proporcionalno je kubnoj vrijednosti žarišnog naprezanja, te stoga vrlo osjetljivo na promjene vrijednosti žarišnih naprezanja.

Konzistentnost rezultata moguće je postići preciznim i jasnim uputama o načinima modeliranja i procjene žarišnih naprezanja za različite strukturne detalje. Na taj način eventualna raspršenost rezultata postaje stabilan parametar strukturne i spektralne analize, a usporedba rezultata nezavisnih istraživanja postaje jednostavnija i pouzdanija. Uz to precizna pravila bilo bi moguće jednostavno ugraditi u algoritme adaptivnog automatskog generiranja mreže konačnih elemenata.

5. STATISTIČKA ANALIZA VALNOG OPTEREĆENJA

Shvaćajući uzburkanu morsku površinu kao zbroj harmonijskih valova različitih valnih visina, frekvencije i slučajnog faznog pomaka, moguće je statistički opisati i analizirati to inače potpuno nepravilno stanje mora.

Kratkoročno stanje morske površine, promatrano u periodu od nekoliko sati, ima svojstva stacionarnog, ergodičnog[2], uskopojasnog slučajnog procesa za koji je razdioba energije za pojedinu valnu frekvenciju opisana valnim spektrom. Sve važne statističke značajke kratkoročnog stanja mora određuju se iz valnog spektra.

Ukoliko se pretpostavi linearnost odziva broda na uzburkanom moru tada je moguće čitav sustav brod-valovi promatrati kao linearan sustav. U tom slučaju, na osnovi prijenosnih funkcija izračunatih kako je pokazano u prethodnom poglavlju postaje moguće odrediti odziv broda, odnosno spektar tog odziva. U spektralnoj analizi zamora traženi odziv predstavljat će naprezanja u brodskoj konstrukciji.

Dugoročna razdioba naprezanja može se izračunati kada su jednom poznate kratkoročne razdiobe naprezanja različitih stanja mora. Vjerojatnost pojave određenog stanja mora, razdioba različitih stanja krcanja i brzina broda za određeno stanje mora doprinose rezultirajućoj dugoročnoj razdiobi naprezanja i određuju količinu akumuliranog zamornog oštećenja.

5.1 Osnovne definicije teorije vjerojatnosti

Slučajna varijabla X je takva varijabla koja slučajno poprima niz mogućih vrijednosti, svaku s određenom vjerojatnošću. Funkcijom vjerojatnosti $f(x)$ određena je vjerojatnost da kontinuirana slučajna varijabla poprimi vrijednost unutar intervala $[a,b]$:

$$P\{a \le x \le b\} = \int_a^b f(x)\,dx \tag{5.1}$$

Za slučajnu varijablu moguće je definirati očekivanje:

[2] Postoji beskonačno mnogo realizacija stacionarnog slučajnog procesa, no obično raspolažemo samo jednom od njih (npr. vremenski zapis visine morske površine u promatranom periodu). Slučajni proces posjeduje svojstvo ergodičnosti ukoliko su statističke veličine koje ga opisuju jednake onima izračunatima za jednu njegovu realizaciju.

$$\mu = E(X) = \int_{-\infty}^{\infty} x\, f(x), \tag{5.2}$$

standardnu devijaciju σ, odnosno varijancu σ^2:

$$\sigma^2 = E\left[(X-\mu)^2\right] = \int_{-\infty}^{\infty} (x-\mu)^2 f(x)dx, \tag{5.3}$$

te momente višeg reda:

$$m_k = E\left[(X-\mu)^k\right] = \int_{-\infty}^{\infty} (x-\mu)^k f(x)dx. \tag{5.4}$$

Funkcija vjerojatnosti $f_{XY}(x,y)$ slučajnih varijabli X i Y određuje vjerojatnost istovremene pojave dviju slučajnih vrijednosti. I za takvu združenu razdiobu vjerojatnosti definiraju se momenti, pa je tako npr. očekivana vrijednost umnoška X i Y moment drugog reda:

$$E[XY] = \int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty} xy f_{XY}(x,y)dx\,dy. \tag{5.5}$$

Moment drugog reda oko pripadajućih očekivanja μ_X i μ_Y naziva se kovarijanca slučajnih varijabli X i Y:

$$C_{XY} = E[(X-\mu_X)(Y-\mu_Y)] = \int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty} (x-\mu_X)(y-\mu_Y) f_{XY}(x,y)dx\,dy. \tag{5.6}$$

Koeficijent korelacije tih dviju varijabli definira se kao:

$$\rho_{XY} = \frac{C_{XY}}{\sigma_X \sigma_Y}, \tag{5.7}$$

i poprima vrijednosti u intervalu $-1 \le \rho_{XY} \le 1$. Za $\rho_{XY} = 0$ kažemo da su varijable nekorelirane. Granična vrijednost faktora korelacije $\rho_{XY} = \pm 1$ označava linearnu povezanost varijabli, pri čemu se vrijednost varijabli mijenja u istom, odnosno suprotnom smislu za $\rho_{XY} = 1$, odnosno $\rho_{XY} = -1$.

5.2 Slučajni procesi

Slučajni proces $X(t)$ je slučajna funkcija vremena, pri čemu je X slučajna varijabla. Slučajni proces može se shvatiti i kao beskonačni skup pojedinačnih mogućih realizacija tog procesa. Promjenljiva visina oceanskih valova. predstavlja slučajni proces.

Ukoliko se statističke značajke slučajnog procesa ne mijenjanju u vremenu kažemo da je to stacionarni slučajni proces. Funkcija vjerojatnosti slučajne varijable X stacionarnog slučajnog procesa jednaka je u svakom trenutku.

Statističke značajke ergodičnih stacionarnih slučajnih procesa moguće je odrediti na dva načina: proučavanjem pripadajuće funkcije vjerojatnosti ili pak proučavanjem jedne njegove tipične realizacije $X^{(1)}(t)$.

Očekivanje i drugi momenti ergodičnog procesa mogu se zamijeniti srednjom vrijednošću i odgovarajućim momentima izračunatim iz jedne jedine njegove realizacije. Tako je npr. srednja vrijednost jedne realizacije slučajnog procesa $X(t)$:

$$\mu = \langle X(t) \rangle = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} X(t) dt \,. \tag{5.8}$$

U analizi ergodičnih slučajnih procesa statističkim metodama od posebne su važnosti korelacijske funkcije koje mjere stupanj stohastičke povezanosti dviju slučajnih varijabli. Najjednostavnija od njih je autokorelacijska funkcija $R(\tau)$ koja mjeri srednju vrijednost umnoška vrijednosti slučajne varijable u vremenskim instancijama razmaknutim za interval τ:

$$R(\tau) = E[X(t)X(t+\tau)] = E[X(t_1)X(t_2)] = \int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty} x_1 x_2 p_{XX}(x_1, x_2) dx_1 dx_2 \tag{5.9}$$

Autokorelacijska funkcija je parna funkcija, ne ovisi o vremenu i ima najveću vrijednost za $\tau = 0$.

Ergodični proces moguće je analizirati i u frekventnom području pomoću jednadžbi Fourierove transformacije:

$$g(t) = \int_{-\infty}^{\infty} G(\omega) e^{i\omega t} d\omega \tag{5.10}$$

$$G(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} g(t) e^{-i\omega t} dt \,. \tag{5.11}$$

Neperiodičnu vremensku funkciju koja predstavlja realizaciju slučajnog procesa nije moguće izravno transformirati, no autokorelacijska funkcija zadovoljava uvjete za primjenu

Fourierove transformacije. Fourierova transformacija funkcije $R(\tau)$ za stacionarni slučajni proces definirana je Wiener-Khintchneovim jednadžbama:

$$S(\omega)=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}R(\tau)\cos\omega\tau d\tau \tag{5.12}$$

$$R(\tau)=\int_{-\infty}^{\infty}S(\omega)\cos\omega\tau d\tau \tag{5.13}$$

pri čemu se $S(\omega)$ naziva funkcija spektralne gustoće. Postavljanjem $\tau=0$ i prema definiciji autokorelacijske funkcije iz druge jednadžbe slijedi:

$$R(0)=\int_{-\infty}^{\infty}S(\omega)d\omega=E\left[X^2(t)\right]=\left\langle X^2(t)\right\rangle \tag{5.14}$$

odakle se vidi da je površina pod funkcijom spektralne gustoće jednaka srednjoj vrijednosti kvadrata od $X(t)$, dok površina $S(\omega)d\omega$ iznad intervala $d\omega$ određuje doprinos komponenata s frekvencijom u tom intervalu, ukupnoj srednjoj vrijednosti kvadrata.

Važna značajka funkcije spektralne gustoće jest u tome da se sve osnovne značajke slučajnog procesa mogu izraziti pomoću momenata te funkcije. Jedna od njih je i širina pojasa spektra:

$$\varepsilon=\sqrt{1-\frac{m_2^2}{m_0 m_4}} \tag{5.15}$$

pomoću koje je slučajne procese moguće razvrstati na uskopojasne i širokopojasne.

Uskopojasni proces sastavljen je od komponenti čije se frekvencije nalaze u uskom pojasu i takva periodičnost uvjetuje postojanje pravilno razmaknutih vrhova u autokorelacijskoj funkciji. Analizom valovlja ustanovljeno je da je za potpuno razvijene valove otvorenog oceana valni spektar relativno uzak, što se odnosi na stacionarno stanje mora promatranog u kratkom razdoblju. Valovi, valno opterećenje i valom uzrokovana gibanja broda slučajni su procesi sa nultom srednjom vrijednošću.

Vršne vrijednosti slučajnog procesa čine posebnu grupu vrijednosti, kojima pripada zasebna funkcija vjerojatnosti $f(\tilde{x})$. Za uskopojasne, ergodične slučajne procese koji slijede Gaussovu razdiobu, vršne vrijednosti slijedit će Rayleighovu razdiobu:

$$f(\tilde{x})=\frac{\tilde{x}}{\sigma_X^2}e^{-\frac{\tilde{x}^2}{2\sigma_X^2}}. \tag{5.16}$$

Kumulativna razdioba pri tome je:

$$F(\tilde{x}) = \int_0^{\tilde{x}} f(x)dx = 1 - e^{-\frac{\tilde{x}^2}{2m_0}}, \tag{5.17}$$

uz $\sigma_X^2 = m_0$ za slučajne procese s nultom srednjom vrijednošću. Vjerojatnost da će $\tilde{X}$ premašiti određenu vrijednost $\tilde{X}_P$ jednaka je:

$$vjerojatnost\left\{\tilde{X} \geq \tilde{X}_P\right\} = 1 - F\left(\tilde{X}_P\right) = e^{-\frac{\tilde{X}_P^2}{2m_0}}. \tag{5.18}$$

Uobičajeno se definira vrijednost $\tilde{X}_{1/3}$ kao ona vrijednost $\tilde{X}$ za koju vjerojatnost da bude premašena iznosi 1/3. Iz gornje jednadžbe slijedi:

$$\tilde{X}_{1/3} = \sqrt{2m_0 \ln 3} = 1.482\sqrt{m_0}. \tag{5.19}$$

Srednja vrijednost svih vršnih vrijednosti većih od $\tilde{X}_{1/3}$ naziva se značajna vrijednost. Značajna vrijednost valnih visina predstavlja mjeru uznemirenosti morske površine. Na isti način, pomoću funkcije distribucije $P_{\tilde{X}}(\tilde{x})$ moguće je odrediti svaku vršnu vrijednost $\tilde{X}_P$ u odnosu na vjerojatnost da bude premašena.

Prvi značajan doprinos statističkoj analizi morske površine dao je Pierson prijedlogom da se nepravilni i neponavljajući izgled morske površine predstavi zbrojem beskonačno mnogo pravilnih harmonijskih valova različitih frekvencija, od kojih svaki zadovoljava hidrodinamičku jednadžbu za gravitacijske valove [8]:

$$h(t) = \lim_{n\to\infty} \sum_{i=1}^{n} \zeta_i = \lim_{n\to\infty} \sum_{i=1}^{n} a_i \cos(-\omega_i t + \vartheta_i). \tag{5.20}$$

Svaka komponenta ζ_i slučajnog procesa jest stacionarni slučajni proces. Ti su procesi međusobno nezavisni i imaju nultu srednju vrijednost, pa su članovi oblika $E[\zeta_i(t_1)\zeta_j(t_2)]$ jednaki nuli za sve $i \neq j$. Za $i = j$ članovi su različiti od nule, pa je srednja vrijednost kvadrata valne visine jednaka:

$$E[h^2(t)] = E\left[\sum_{i=1}^{n} \zeta_i^2(t)\right] = \sum_{i=1}^{n} E[\zeta_i^2(t)] = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n} a_i^2, \tag{5.21}$$

a autokorelacijska funkcija slučajnog procesa $h(t)$:

$$R(\tau) = E[h(t_1)h(t_2)] = \sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{n} E[\zeta_i(t)\zeta_i(t+\tau)] = \sum_{i=1}^{n} R_i(\tau). \tag{5.22}$$

Budući da je valna visina $h(t)$ zbroj velikog broja nezavisnih slučajnih varijabli to će joj po središnjem graničnom teoremu odgovarati Gaussova razdioba vjerojatnosti. Za nultu srednju vrijednost to je:

$$f(h) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(h/\sigma)^2}{2}}, \tag{5.23}$$

pri čemu je $\sigma^2 = E[h^2]$, pa je očito da varijanca jednoznačno određuje takav slučajni proces.

Također, kao što je ranije pokazano, površina ispod funkcije $S(\omega)$ jednaka je:

$$\sigma^2 = \int_0^\infty S(\omega) d\omega \tag{5.24}$$

(vidi jednadžbe 5.13, 5.14, 5.22) odakle se lako izvodi povezanost slučajnog procesa $h(t)$ i funkcije spektralne gustoće $S(\omega)$. Naime, ukupna energija slučajnog procesa Ω jednaka je zbroju energija njegovih komponenti:

$$\Omega = \sum \Omega_i = \frac{1}{2} \rho g \sum a_i^2 \tag{5.25}$$

što uz (5.20) prelazi u:

$$\Omega = \rho g \sigma^2, \tag{5.26}$$

i dalje iz (5.24) u: (5.27)

$$\Omega = \rho g \int_0^\infty S(\omega) d\omega . \tag{5.28}$$

Za svaku i-tu komponentu slučajnog procesa vrijedi:

$$\frac{1}{2} \rho g a_i^2 = \rho g S(\omega_i) \delta\omega_i \tag{5.29}$$

pa je veza između valnog spektra i amplitude svake valne komponente:

$$a_i = \sqrt{2S(\omega_i)\delta\omega} . \tag{5.30}$$

Konačno, valna visina izražena preko funkcije spektralne gustoće je:

$$h(t) = \lim_{\substack{n\to\infty \\ \delta\omega\to 0}} \sum_{i=1}^{n} \sqrt{2S(\omega_i)\delta\omega}\, cos(-\omega_i t + \vartheta_i) . \tag{5.31}$$

Zbog činjenice da je površina ispod krivulje spektralne gustoće izravno proporcionalna ukupnoj energiji valova, ta se funkcija često naziva energijski ili valni spektar.

5.3 Matematički opis valnog spektra oceana

Bretschneider je prvi predložio ideju po kojoj će valni spektar biti opisan kao funkcija dva parametra koji su karakteristični za određeno stanje mora: srednja valna visina $\overline{H}$ i srednji valni period $\overline{T}$. Opći oblik takve formule je [8]:

$$S(\omega) = A\left(\frac{\overline{\omega}}{\omega}\right)^k \frac{\overline{H}^2}{\omega} e^{-B(\overline{\omega}/\omega)^l} \tag{5.32}$$

pri čemu se koeficijenti *A* i *B*, te eksponenti *k* i *l* odabiru tako da pristaju podacima i mjernim jedinicama. Neke formule koriste i alternativni par parametara: značajnu valnu visinu H_S i modalnu valnu frekvenciju ω_m, odnosno frekvenciju pri kojoj valni spektar ima najveću vrijednost. Uobičajeno se koristi Pierson-Moskowitz spektar za duge, razvijene oceanske valove:

$$S(\omega|H_S, T_Z) = ag^2\omega^{-5} e^{-\frac{5}{4}\left(\frac{\omega}{\omega_m}\right)^{-4}} \tag{5.33}$$

gdje su H_S i T_Z značajna valna visina i srednji valni period.

Još prikladniji opis morske površine moguć je dvodimenzionalnim, usmjerenim spektrima koji uz frekvencije obuhvaća i smjerove valova. Takvim spektrima moguće je obuhvatiti pojavu kratkih valova tipičnih za oceanske oluje. Redovito se aproksimiraju na sljedeći način:

$$S(\omega, \varphi) = S(\omega) f(\varphi) \tag{5.34}$$

pri čemu se funkcija $f(\varphi)$ naziva funkcija smjera.

5.4 Ponašanje broda na uzburkanom moru

Interakcija morskih valova i broda može se promatrati kao sustav. Ulazni dio sustava je nepravilna i slučajna valna visina morske površine, a izlazni dio određeni odziv brodske konstrukcije kao što su gibanje, tlak koji djeluje na oplatu, moment savijanja i dr.

Uz pojednostavljenja opisana u prethodnom poglavlju sustav brod-valovi može se promatrati kao linearan sustav. Takvi sustavi posjeduju svojstvo aditivnosti i homogenosti. Prvo od njih kazuje da je odziv sustava na više istovremenih uzbuda (valnih komponenti)

jednak zbroju odziva na svaku pojedinu uzbudu, dok homogenost podrazumijeva da je odziv na uzbudu $cX(t)$ jednak $cY(t)$ gdje je $Y(t)$ odziv na uzbudu $X(t)$. Stoga se ukupan i nepravilni odziv sustava može odrediti superpozicijom zasebnih odziva na pojedinačne pravilne uzbude čime je omogućeno rješavanje problema u frekventnoj domeni.

Pokazano je da vremenski slučajni procesi mogu biti opisani funkcijom spektralne gustoće, odnosno spektrima. Velika prednost spektralnog predočavanja uzbude $X(t)$ i odziva $Y(t)$ linearnog sustava jest u tome što su ta dva spektra izravno povezana putem prijenosnih funkcija.

Neka je $Y_{(1)}(t-\tau)$ odziv sustava na jedinični impuls u trenutku $t=\tau$. Kako bi se dobio odziv za proizvoljnu funkciju uzbude $X(t)$ moguće je uzbudu predstaviti kao niz impulsa što slijede jedan za drugim, te zatim zbrojiti odzive na svakog od njih pojedinačno, tj.:

$$Y(t)=\sum_i [X(\tau_i)\Delta\tau]Y_{(1)}(t-\tau_i). \tag{5.35}$$

U graničnom slučaju $\Delta\tau \to 0$, te gornja jednadžba prelazi u:

$$Y(t)=\int_{-\infty}^{\infty} X(\tau)Y_{(1)}(t-\tau)d\tau\,. \tag{5.36}$$

Izraz (5.35) naziva se Duhamelov integral i odgovarajućem izmjenom varijabli moguće ga je prikazati u obliku:

$$Y(t)=\int_{-\infty}^{\infty} X(t-\tau)Y_{(1)}(\tau)d\tau\,. \tag{5.37}$$

Može se pokazati da prijenosna funkcija Φ i funkcija impulsnog odziva $Y_{(1)}$ čine Fourierov transformacijski par:

$$\Phi(\omega)=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} Y_{(1)}(t)e^{-i\omega t}dt \tag{5.38}$$

$$Y_{(1)}(t)=\int_{-\infty}^{\infty} \Phi(\omega)e^{i\omega t}d\omega\,, \tag{5.39}$$

pa ako se uzbuda i odziv izraze preko pripadajućih spektara dobiva se:

$$S_Y(\omega)=|\Phi(\omega)|^2 S_x(\omega), \tag{5.40}$$

odakle je očito je da je spektar odziva jednak spektru uzbude uvećan za vrijednost kvadrata amplitude prijenosne funkcije.

5.5 Kratkoročna razdioba vršnih vrijednosti odziva

Jednom kada je spektar odziva određen njegove srednje vrijednosti, očekivani maksimum i druge vrijednosti jednostavno se određuju iz momenata spektra.

Visina valova u kratkoročnom periodu je stacionarni slučajni proces nulte srednje vrijednosti koji slijedi Gaussovu razdiobu. Odziv broda, odnosno pojava naprezanja u konstrukciji, također je slučajni proces istih značajki.

Razdioba vršnih vrijednosti naprezanja u tom je slučaju jednaka Rayleighovoj razdiobi:

$$F(\sigma_a) = 1 - \exp\left[-\frac{\sigma_a^2}{2m_0}\right]. \tag{5.41}$$

U analizi zamora od interesa je vrijednost raspona naprezanja, $\Delta\sigma$. Za uskopojasni proces nulte srednje vrijednosti, raspon naprezanja jednak je dvostrukoj vrijednosti amplitude, pa je:

$$F(\Delta\sigma) = 1 - \exp\left[-\frac{\sigma_a^2}{8m_0}\right]. \tag{5.42}$$

Srednji broj odziva tada je:

$$\overline{n} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{m_4}{m_2}}, \tag{5.43}$$

što se može aproksimirati izrazom:

$$\overline{n} \approx \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{m_2}{m_0}}, \tag{5.44}$$

gdje su m_0 i m_2 momenti nultog i drugog reda kratkoročnog spektra odziva.

5.6 Dugoročna razdioba vršnih vrijednosti odziva

Tijekom dvadesetak godina svog radnog vijeka brod prolazi kroz najrazličitije vremenske uvjete i susreće razna stanja mora. To ukupno vrijeme provedeno u plovidbi može se shvatiti kao niz velikog broja stacionarnih kratkoročnih stanja mora. Obavi li se analiza

odziva za niz kratkoročnih stanja mora postaje moguće izračunati težinsku sumu tih odziva, s težinama koje odgovaraju učestalosti pojave pojedinog stanja mora kroz životni vijek broda. Ovisno o vrsti analize potrebno je odabrati faktore koji različitom težinom doprinose dugoročnom odzivu broda.

Kada je riječ o zamoru strukturnih detalja brodske konstrukcije moguće je izdvojiti tri takva faktora:

- vjerojatnost pojave određenog stanja mora za određenu kombinaciju značajne valne visine i perioda,
- stanje krcanja broda,
- brzina broda za pojedino stanje mora i stanje krcanja.

Svaka kombinacija tih faktora određuje jedno "stanje mora" kojem pripada funkcija vjerojatnosti $\left[f(\sigma)\right]_{ijkl}$ i koja određuje razdiobu vršnih vrijednosti za to kratkoročno stanje.

Vjerojatnost pojave određenog stanja mora određena je raspršnim dijagramima (wave scatter). Površina svih oceana podijeljena je u tzv. Marsden zone i svakoj od njih pripada jedan raspršni dijagram. Uobičajeno se koristi raspršni dijagram za sjeverni Atlantik zbog ekstremnih uvjeta stanja mora u tom području. Dugoročna razdioba naprezanja osjetljiva je na izbor raspršnog dijagrama, te ga je potrebno što točnije odabrati.

Funkcija vjerojatnosti $\left[f(\sigma)\right]_L$ koja određuje dugoročnu razdiobu vršnih vrijednosti odziva dobiva se težinskim zbrajanjem kratkoročnih funkcija vjerojatnosti:

$$\left[f(\sigma)\right]_L = \frac{\sum_i \sum_j \sum_k \sum_l \overline{n} w(H_S, T_Z)_{i,j} w(L)_k w(v)_l \left[f(\sigma)\right]_{ijkl}}{\sum_i \sum_j \sum_k \sum_l \overline{n} w(H_S, T_Z)_{i,j} w(L)_k w(v)_l} \tag{5.45}$$

pri čemu su: $\overline{n}$ srednji broj odziva za kratkoročno stanje mora, $w(H_S, T_Z)$ funkcija vjerojatnosti pojave određenog stanja mora, $w(L)$ težinski faktor stanja krcanja broda i $w(v)$ težinski faktor brzine broda.

Ukupan očekivani broj odziva za vrijeme životnog vijeka broda je:

$$n_L = \left(\sum_i \sum_j \sum_k \sum_l \overline{n} w_{ij} w_k w_l \right) \cdot T \cdot 60^2 . \tag{5.46}$$

U analizi zamora strukturnih detalja broj ciklusa za svaki raspon amplituda bit će jednak umnošku n_L i srednje vrijednosti $\left[f(\sigma)\right]_L$ za taj raspon.

Dugoročna razdioba vršnih vrijednosti određuje se prema:

$$n_L = \frac{1}{1 - \left[F(\sigma)\right]_L} \tag{5.47}$$

pri čemu se $[F(\sigma)]_L$ dobiva integriranjem $[f(\sigma)]_L$.

Stvarnu dugoročnu razdiobu vršnih naprezanja, odnosno raspona amplituda naprezanja u analizi zamora, moguće je dobro aproksimirati dvoparametarskom Weibullovom razdiobom:

$$P(\Delta\sigma) = 1 - Q(\Delta\sigma) = 1 - e^{\left[-(\Delta\sigma/q)^h\right]} \tag{5.48}$$

gdje je $Q(\Delta\sigma)$ vjerojatnost premašivosti za raspon naprezanja $\Delta\sigma$ a h i q parametri oblika i omjera Weibullove razdiobe. Parametar oblika Weibullove razdiobe ovisi o značajkama broda, specifičnom položaju strukturnog detalja i uvjetima plovidbe za vrijeme radnog vijeka broda. Parametar omjera q računa se prema:

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln(n_0))^{1/h}}, \tag{5.49}$$

gdje je $\Delta\sigma_0$ referentni raspon naprezanja kojem odgovara premašivost jednaka jedan za zadani broj ciklusa opterećenja n_0, odnosno:

$$\frac{1}{Q(\Delta\sigma_0)} = n_0. \tag{5.50}$$

Otuda, može se dugoročna razdioba naprezanja izraziti kao:

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_0 \left[1 - \frac{\log n}{\log\ n_0}\right]^{1/h}, \tag{5.51}$$

čime postaje moguće odrediti doprinos svakog pojedinog raspona naprezanja ukupnom zamoru strukturnog detalja.

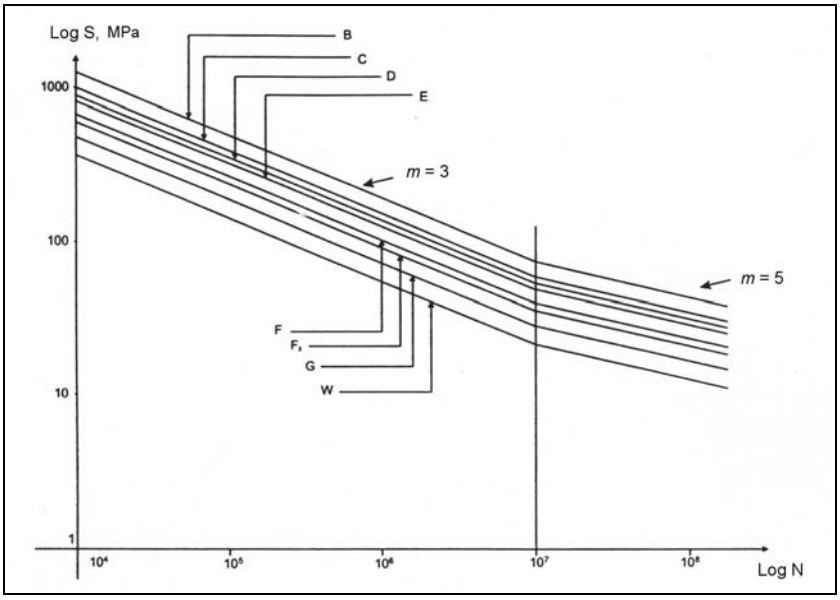
6. AKUMULACIJA OŠTEĆENJA

S-N krivulje (Wöhlerove krivulje) nastaju na osnovi zamornih ispitivanja u kojima se pod kontroliranim uvjetima određuje zamorni vijek strukturnog detalja ovisno o rasponu naprezanja kojem je izložen. Poznavajući stvarnu razdiobu naprezanja i povezujući tu razdiobu s odgovarajućom S-N krivuljom postaje moguće procijeniti akumulaciju oštećenja i zamorni vijek strukturnog detalja.

Tradicionalni pristup određivanju zamornog vijeka temelji se na podjeli strukturnih detalja u klase, pri čemu svakoj klasi pripada odgovarajuća standardna S-N krivulja. Kako je broj različitih strukturnih detalja velik može se za neke od njih pojaviti problem razdvajanja izračunatih naprezanja na ona koja su obuhvaćena S-N krivuljama i na ona koja treba dodatno uzeti u obzir. Praktičnije rješenje jest upotreba univerzalnih S-N krivulja koje vrijede za svaki strukturni detalj i izračunata žarišna naprezanja u njima.

6.1 Standardne S-N krivulje

Postoje dvije osnovne grupe standardnih S-N krivulja kojima se određuje dinamička izdržljivost strukturnih detalja brodske konstrukcije: HSE S-N krivulje (Health and Security Executive, Velika Britanija) i IIW S-N krivulje (International Institute of Welding).



Slika 6-1 HSE S-N krivulje

6.1.1 HSE S-N krivulje

Osnovne HSE krivulje čine familiju od osam S-N krivulja označenih slovima: B, C, D, E, F, F2, G i W. Svaka od tih krivulja odnosi se na jednu klasu strukturnih detalja. Tipični zavareni spojevi u brodskim konstrukcijama podijeljeni su u šest kategorija:

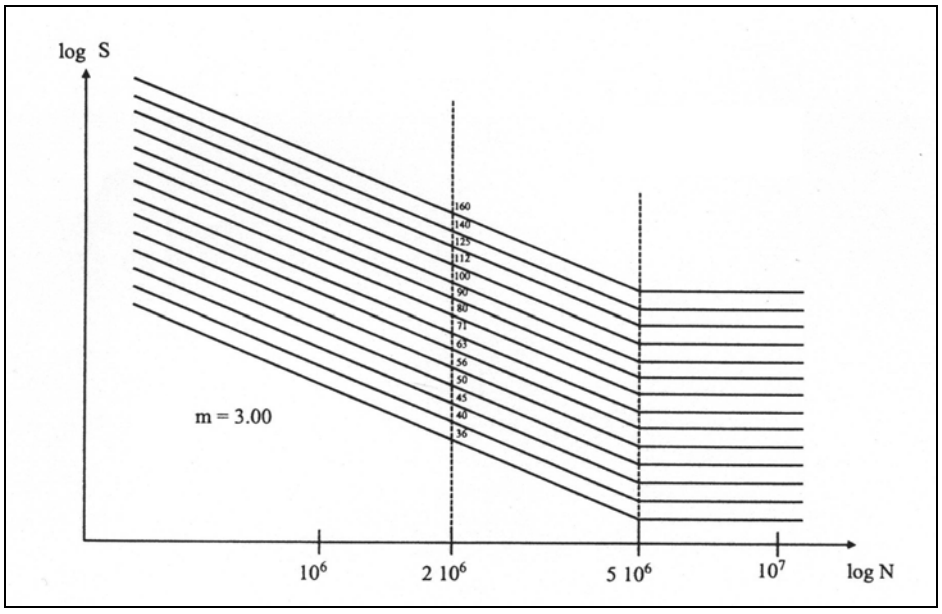
- detalji bez zavarenih dijelova,
- kontinuirani zavar paralelan sa smjerom naprezanja,
- poprečni stični zavar,
- zavareni spoj na površini ili rubu napregnutog detalja,
- zaobljeni i stični T-zavar koji prenosi opterećenje,
- detalji na zavarenim nosačima.

Unutar odgovarajuće kategorije S-N krivulja odabire se za odabranu klasu detalja. Svih osam krivulja imaju dva nagiba, pri čemu konstanta nagiba ima vrijednost $m = 3$ za $N \leq 10^7$ i $m = 5$ za $N > 10^7$. Konstanta c specificirana je posebno za svaku krivulju.

HSE krivulje odnose se na nekorozivnu sredinu i osiguravaju vjerojatnost preživljavanja strukturnog detalja od 97.5% (odnosno, dvije standardne devijacije ispod srednje linije eksperimentalnih S-N krivulja).

6.1.2 IIW S-N krivulje

Međunarodni institut za zavarivanje definirao je familiju od četrnaest S-N krivulja za različite vrste zavarenih spojeva na osnovi zamornih ispitivanja konstantne amplitude naprezanja i uz kriterij nazivnih naprezanja.



Slika 6-2 IIW S-N krivulje

IIW krivulje obuhvaćaju niz različitih utjecaja:

- koncentraciju naprezanja u detalju (djelomično),
- lokalnu koncentraciju naprezanja uslijed prisutnosti zavarenog spoja,
- veličinu i oblik nesavršenosti zavarenog spoja (djelomično),
- smjer naprezanja,
- način metalurške obrade,
- vrstu zavarivačkog postupka,
- kontrolu kvalitete (ukoliko postoji),
- naknadnu obradu zavarenog spoja (ukoliko postoji).

Kao i kod HSE krivulja, svaka IIW S-N krivulja odnosi se na određenu klasu strukturnih detalja podijeljenih u više kategorija. Krivulje su označene brojkama kako je prikazano na slici 6-2.

Krivulje se razlikuju prema zamornoj izdržljivosti detalja pri $2 \cdot 10^6$ ciklusa naprezanja. Odnose se na nekorozivnu sredinu i vjerojatnost preživljavanja od 95%. Nagib krivulja mijenja se pri $N = 5 \cdot 10^6$ ciklusa naprezanja i iznosi $m = 3$ za $N \leq 5 \cdot 10^6$, odnosno $m = 5$ za $N > 5 \cdot 10^6$.

6.2 Univerzalne S-N krivulje

Veliki broj strukturnih detalja u brodskim konstrukcijama razlikuje se od onih koji su obuhvaćeni klasama standardnih S-N krivulja. Kod takvih "nestandardnih" detalja nije odmah jasno kako se izračunata naprezanja u njima odnose prema naprezanjima sadržanima u standardnim S-N krivuljama. Drugim riječima, nastaje problem odabira odgovarajuće S-N krivulje.

Zbog toga neka klasifikacijska društva nastoje definirati univerzalne S-N krivulje koje su primjenjive na sve vrste zavarenih i nezavarenih strukturnih detalja. Korištenje takvih univerzalnih krivulja zasniva se na određivanju faktora koncentracije naprezanja i otuda zareznih vrijednosti naprezanja.

Zato što proizlaze iz zamornih testova standardne S-N krivulje redovito obuhvaćaju zarezna naprezanja i utjecaj polja naprezanja u okolini pukotine na njeno širenje. Određivanjem faktora koncentracije naprezanja na osnovi modela konačnih elemenata nije moguće obuhvatiti te efekte. Za praktične potrebe brodogradnje ta je razlika od male važnosti jer se najveći dio zamornog vijeka detalja odnosi na početnu fazu rasta mikropukotine.

Razumijevanje povezanosti između naprezanja koja su odredila značajke standardne S-N krivulje i onih naprezanja koja će se izračunati numeričkom postupcima strukturne analize od velikog je značaja.

Univerzalne S-N krivulje izvode se iz standardnih S-N krivulja pomoću odgovarajućih modifikacija.

Negativni recipročni nagib standardnih S-N krivulja za tipične strukturne detalje broda iznosi $m = 3$, te se taj nagib odabire i za univerzalne S-N krivulje. Ukoliko referentna standardna S-N krivulja ima drugačiji nagib moguće ju je modificirati na sljedeći način. Polazi se od pretpostavljene dugoročne razdiobe naprezanja koja tijekom životnog vijeka broda od 20 godina rezultira kumulativnim oštećenjem $D = 1$. Modificirana S-N krivulja s traženim nagibom $m = 3$ mora biti takva da za istu dugoročnu razdiobu naprezanja također rezultira oštećenjem $D = 1$.

Potrebno je razmotriti više standardnih S-N krivulja kako bi se odredilo koja je od njih najpogodnija kao osnova za izvođenje univerzalne krivulje. Na osnovi vlastitih iskustava Det Norske Veritas (DNV) je odabrao F i F2 krivulje kao najpouzdanije S-N krivulje za potrebe projektiranja. Ustanovljeno je da te krivulje u kombinaciji s odgovarajućim faktorom koncentracije naprezanja daju jednaki zamorni vijek kao i univerzalne DNV krivulje u kombinaciji s faktorom koncentracije naprezanja izračunatim prema preporukama DNV metodom konačnih elemenata.

Tablica 6-1 prikazuje usporedbu raspona naprezanja dobivenih uz jednake uvjete pomoću standardnih HSE i univerzalne DNV I krivulje. Dobra podudarnost rezultata ukazuje na točnost postupka izvođenja univerzalne DNV krivulje.

Tablica 6-1 Usporedba rezultata za različite S-N krivulje [6]

S-N krivulja	Dopušteni raspon naprezanja pri $2*10^6$ ciklusa naprezanja, MPa
DNV I krivulja	87.03
HSE D krivulja	91.27
HSE E krivulja	80.60
Proračun prema mehanici loma	83.22

Tablica 6-2 pokazuje usporedbu raspona naprezanja i zamornog vijeka određenih prema standardnim S-N krivuljama JSSC (Japanese Society for Steel Constructions) i DNV III univerzalne krivulje za dva slučaja: kvalitetu B koja se odnosi na neobrađene (npr. plazmom rezane) detalje i kvalitetu A koja se odnosi na strojno obrađene detalje.

Tablica 6-2 Usporedba zamornog vijeka za različite S-N krivulje [6]

S-N krivulja	Dopušteni raspon naprezanja pri $2*10^6$ ciklusa naprezanja, MPa	Zamorni vijek (relativno u odnosu na DNV III)
DNV III krivulja	157.1	1.0
JSSC B kvaliteta	155.0	0.96
DNV III krivulja (stroj. obrada)	198.0	2.0
JSSC A kvaliteta	190.0	1.77

Pravila DNV definiraju ukupno četiri univerzalne S-N krivulje:

- S-N I krivulja, za zavarene spojeve u zraku ili s katodnom zaštitom od korozije,
- S-N II krivulja, za zavarene spojeve u korozivnoj okolini,
- S-N III krivulja, za osnovni materijal u zraku ili s katodnom zaštitom od korozije,
- S-N IV krivulja, za osnovni materijal u korozivnoj okolini.

Univerzalne DNV krivulje koriste se u kombinaciji s izračunatim vršnim naprezanjima koja se dobivaju na jedan od dva načina. U prvom od njih žarišna naprezanja određuju se metodom konačnih elemenata i zatim množe s faktorom koncentracije naprezanja uslijed prisutnosti zavarenog spoja $K_w = 1.5$ kako bi se dobila vršna naprezanja. Drugi način podrazumijeva izravno određivanje vršnih naprezanja pomoću izuzetno fine mreže konačnih elemenata.

Pravila Germanischer Lloyda i Hrvatskog registra brodova propisuju korištenje standardne S-N IIW 100 krivulje kao univerzalne krivulje, u kombinaciji s vršnim naprezanjima.

Pravila Bureau Veritasa propisuju korištenje standardne S-N HSE B krivulje u kombinaciji s vršnim naprezanjima. Vršna naprezanja određuju se prema izračunatim nominalnim naprezanjima pomoću odgovarajućih faktora.

6.3 Određivanje zamornog vijeka korištenjem S-N krivulja

Životni vijek strukturnog detalja kao posljedica akumulacije zamornog oštećenja uobičajeno se računa Palgrem-Minerovom formulom:

$$D = \sum_{i=1}^{k} \frac{n_i}{N_i} \tag{6.1}$$

gdje su:

k - broj referentnih vrijednosti raspona naprezanja,

n_i - broj ciklusa naprezanja za konstantni raspon naprezanja $\Delta\sigma_i$,

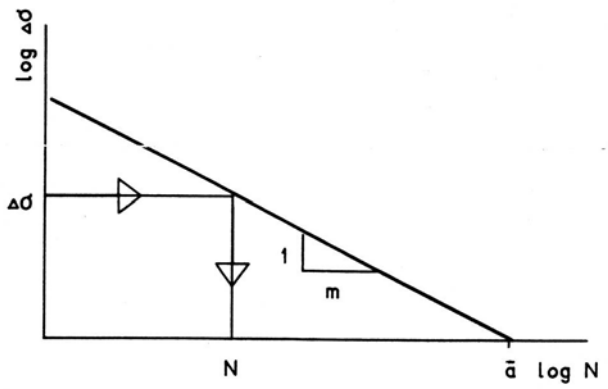
N_i - broj ciklusa naprezanja koji uzrokuje lom detalja pri $\Delta\sigma_i$.

Palgrem-Minerovo pravilo podrazumijeva da lom materijala nastupa kada ukupno zamorno oštećenje *D* dosegne jediničnu vrijednost. Otuda slijedi izračunati životni vijek:

$$L = L_0 / D \tag{6.2}$$

gdje je L_0 vrijeme potrebno da se učini $n_0 = \sum_{i=1}^{k} n_i$ ciklusa naprezanja.

Za opterećenje s konstantnom amplitudom broj ciklusa naprezanja do loma za određeni $\Delta\sigma$ određuje se prema S-N krivulji kako je prikazano slikom 6-3.



Slika 6-3 Shematski prikaz korištenja S-N krivulje

Također, kritičan broj ciklusa moguće je odrediti iz analitičkog izraza za S-N krivulju:

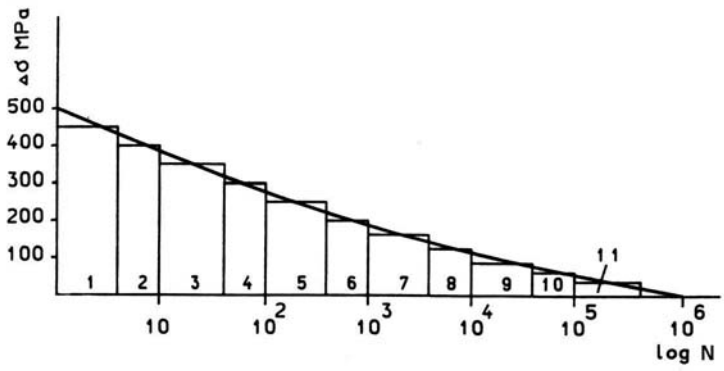
$$\log N = \log \bar{a} - n \log \Delta\sigma \tag{6.3}$$

odnosno:

$$N = \bar{a} \Delta\sigma^{-m} \tag{6.4}$$

gdje su m negativni recipročni nagib krivulje i $\log \bar{a}$ točka presjecišta $\log N$ osi.

Kod promjenjive amplitude opterećenja dugoročna razdioba raspona naprezanja može se podijeliti u intervale konstantnog raspona naprezanja. Zatim se računa oštećenje koje odgovara broju ciklusa za svaki interval, a oštećenje zbraja po Palgrem-Minerovom pravilu, slika 6-4.



Slika 6-4 S-N krivulja za opterećenja promjenjive amplitude

6.4 Određivanje zamornog vijeka strukturnog detalja

Pri izvođenju izraza za računanje zamornog oštećenja polazi se od pretpostavke da je strukturni detalj za vrijeme svog radnog vijeka izložen djelovanju n_0 ciklusa naprezanja. Ti su ciklusi naprezanja slučajno razdijeljeni prema funkciji vjerojatnosti $f(\Delta\sigma)$.

Otuda slijedi da je broj ciklusa koji odgovara intervalu raspona naprezanja $[\Delta\sigma, \Delta\sigma + d\Delta\sigma]$ jednak $n_0 f(\Delta\sigma) d\Delta\sigma$. Tada je zamorno oštećenje prema Palgrem-Minerovom pravilu:

$$D = \int_0^\infty \frac{n_0 f(\Delta\sigma)}{N(\Delta\sigma)} d\Delta\sigma \quad , \tag{6.5}$$

gdje je $N(\Delta\sigma)$ broj ciklusa koji uzrokuju lom detalja pri konstantom rasponu naprezanja $\Delta\sigma$.

Iz (6.4) i (6.5) izvodi se izraz:

$$D = \frac{n_0}{\overline{a}} \int_0^\infty \Delta\sigma^m f(\Delta\sigma) d\Delta\sigma = \frac{n_0}{\overline{a}} M_m \tag{6.6}$$

gdje je M_m moment reda m funkcije vjerojatnosti raspona naprezanja.

Ukoliko je razdioba vjerojatnosti raspona naprezanja dvoparametarska Weibullova razdioba:

$$f(\Delta\sigma) = \frac{h}{q}\left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^{h-1} \exp\left[-\frac{\Delta\sigma}{q}\right]^h , \tag{6.7}$$

gdje su *h* i *q* parametri razdiobe, tada kombinacijom (3) i (4) slijedi:

$$D = \frac{n_0}{\overline{a}} \int_0^\infty \Delta\sigma^m \left(\frac{h}{q}\right)\left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^{h-1} \exp\left[\left(-\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^h\right] d\Delta\sigma \quad . \tag{6.8}$$

Uvrštenjem $t = (\Delta\sigma/q)^h$ u gornji izraz dobiva se:

$$D = \frac{n_0}{\overline{a}} q^m \int_0^\infty t^{\left(1+\frac{m}{h}\right)-1} e^{-t} dt \quad , \tag{6.9}$$

što uz definiciju Gamma funkcije:

$$\Gamma(n)=\int_0^{\infty} e^{-t}t^{n-1}dt \tag{6.10}$$

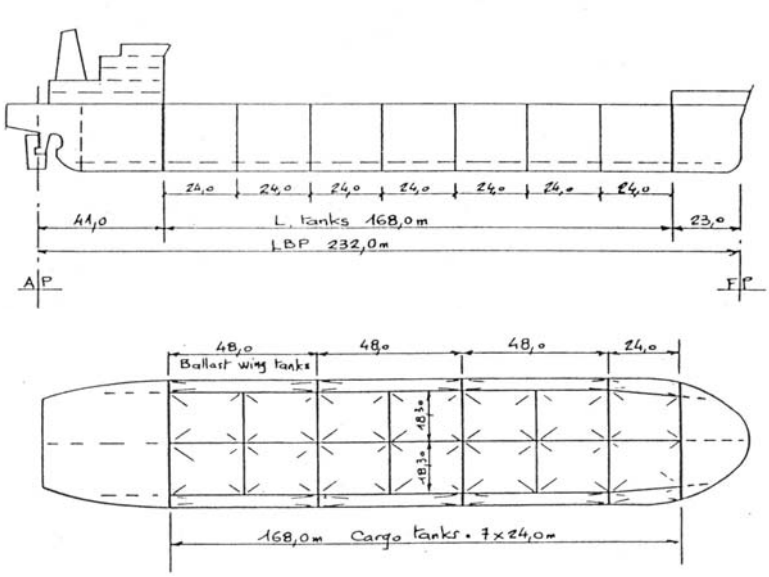
prelazi u:

$$D=\frac{n_0}{\overline{a}}q^m\Gamma\left(1+\frac{m}{h}\right) \tag{6.11}$$

i predstavlja izraz za određivanje kumulativnog zamornog oštećenja.

7. POJEDNOSTAVLJENI POSTUPAK ANALIZE ZAMORA

Pojednostavljeni proračun zamornog oštećenja izveden je prema pravilima Det Norske Veritasa [6] za tipičan strukturni detalj brodske konstrukcije: vrh koljena na uzdužnjaku vanjske oplate broda. U ovom poglavlju prikazat će se opis problema i rezultati, a cjeloviti proračun za oba stanja krcanja priložen je na kraju rada. Slika 7-1 prikazuje plan suvremenog tankera s dvostrukom oplatom za koji će se provesti proračun. U tablici 7-1 prikazane su osnovne izmjere broda.

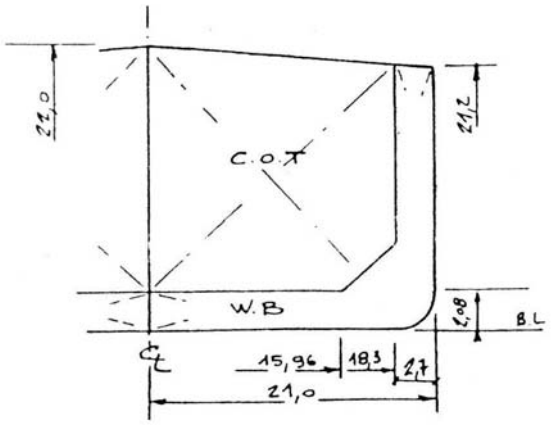


Slika 7-1 Plan tankera i osnovne izmjere

Tablica 7-1 Osnovne izmjere broda

Dužina broda	L = 232 m
Širina broda	B = 42 m
Koeficijent istisnine	C_B = 0.8256
Brzina broda	v = 16 čvorova
Visina broda	D = 21.2 m
Vertikalni moment otpora glavnog rebra – paluba	Z_V = 23.1 m^3
Visina neutralne linije iznad osnovke	n_0 = 8.2 m
Horizontalni moment otpora glavnog rebra – bok	Z_V = 40.1 m^3

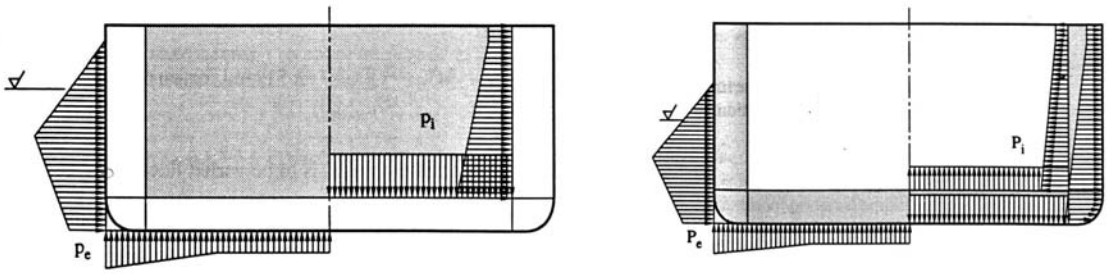
Slika 7-2 shematski prikazuje dimenzije i poprečni presjek glavnog rebra. Promatrani detalj nalazi se na vanjskoj oplati broda na visini z = 4.4 m iznad osnovke. Dimenzije uzdužnjaka, koljena i ostalih strukturnih elemenata dane su u idućem poglavlju i u prilogu na kraju ovog rada.



Slika 7-2 Glavno rebro tankera

7.1 Određivanje valnog opterećenja

Prvi dio proračuna čini određivanje valnog opterećenja koje se sastoji od globalnih momenata savijanja, te vanjskog tlaka na oplatu broda i unutarnjeg tlaka tekućine u tankovima. Raspodjela vanjskih (p_e) i unutarnjih (p_i) tlakova shematski je prikazana slikom 7-3. Može se uočiti da strukturni detalji vanjske oplate potpuno nakrcanog broda nisu opterećeni lokalnim unutarnjim tlakom.



Slika 7-3 Tlačno opterećenje potpuno nakrcanog broda i broda u balastu

Globalni vertikalni momenti savijanja (za valni dol i valni brijeg) i horizontalni moment savijanja određuju se prema glavnim izmjerama broda, za vjerojatnost premašivosti 10^{-4}.

Proračun vanjskog hidrodinamičkog tlaka uzima u obzir promjenu visine oplakane površine pomoću odgovarajućeg faktora smanjenja amplitude tlaka. Tu nelinearnu pojavu nije sasvim jednostavno obuhvatiti spektralnim postupkom proračuna. Zbog relativno niskog položaja promatranog strukturnog detalja na oplati može se zanemariti efektivni utjecaj tog faktora na

konačni rezultat. Ovo vrijedi samo za brod u balastu. Uzdužnjak potpuno nakrcanog broda bit će redovito izvan područja zapljuskivanja, ne računajući morske valove velikih amplituda.

Unutarnji tlakovi ovise o izračunatim vrijednostima uzdužnog, poprečnog i vertikalnog ubrzanja tekućine. Zasebno se razmatraju ubrzanja uslijed ljuljanja i posrtanja broda i zatim kombiniraju u rezultirajuća ubrzanja. Amplitude ubrzanja najviše ovise o lokaciji detalja, veličini tanka, te periodima ljuljanja i posrtanja.

7.2 Proračun naprezanja

Proračun naprezanja kojima je izložen strukturni detalj ovisit će o njegovoj lokaciji na brodu i ulozi koju ima kao dio brodske strukture. Razmatrani uzdužnjak nalazi se na vanjskoj oplati broda, između poprečnog okvira i poprečne pregrade. Stoga će uslijed djelovanja vanjskog tlaka na oplatu biti izložen:

- naprezanju uslijed savijanja uzdužnjaka,
- naprezanju uslijed relativnog progiba okvira u odnosu na pregradu,
- naprezanju uslijed savijanja dvostruke oplate.

Naprezanja se računaju za jediničnu vrijednost tlačnog opterećenja, te se naknadno množe stvarnim vrijednostima tlaka. Savijanje uzdužnjaka računa se za efektivnu dužinu uzdužnjaka. Vrijednost naprezanja uslijed relativnog progiba i savijanja dvostruke oplate računaju se jednostavnim parametarskim formulama, no mogu se odrediti i metodom konačnih elemenata. Sva izračunata naprezanja su nazivna naprezanja.

Žarišna naprezanja određuju se množenjem nazivna naprezanja s faktorom koncentracije naprezanja, koji se odabire prema tablicama za odgovarajući strukturni detalj. Posebno se razmatra faktor koncentracije uzdužnih i savojnih naprezanja. Moguće ih je pažljivo odrediti i metodom konačnih elemenata.

Zarezna naprezanja koja se koriste zajedno sa standardnim DNV S-N krivuljama određuju se množenjem faktora koncentracije naprezanja s faktorom zareznog naprezanja $K_w = 1.5$.

Lokalna naprezanja kombiniraju se u rezultirajući raspon naprezanja prema:

$$\Delta\sigma_l = 2\sqrt{\sigma_e^2 + \sigma_i^2 + 2\rho_p \sigma_e \sigma_i} \tag{7.1}$$

gdje su σ_e naprezanja uzrokovana vanjskim tlakom, σ_i naprezanja uzrokovana unutarnjim tlakom, a ρ_p faktor korelacije. Na sličan način određuje se raspon globalnih naprezanja:

$$\Delta\sigma_G = \sqrt{\Delta\sigma_V^2 + \Delta\sigma_{hg}^2 + 2\rho\Delta\sigma_V \Delta\sigma_{hg}} \tag{7.2}$$

gdje su σ_V naprezanja uzrokovana vertikalnim momentom savijanja trupa, σ_{hg} naprezanja uzrokovana horizontalnim momentom savijanja trupa, a ρ pripadajući faktor korelacije.

Faktor korelacije lokanih naprezanja nema konstantnu vrijednost već ovisi o gazu, dužini i širini broda i lokaciji strukturnog detalja.

Kombinirani raspon žarišnih naprezanja u strukturnom detalju određuje se prema:

$$\Delta\sigma = f_e \max\begin{cases}\Delta\sigma_g + b\Delta\sigma_l \\ a\Delta\sigma_g + \Delta\sigma_l\end{cases} \tag{7.3}$$

pri čemu je f_e faktor kojim se uzima u obzir očekivano stanje mora za brod u službi (npr. uvjeti sjevernog Atlantika), a $a = b = 0.6$ su faktori korelacije globalnih naprezanja. Rezultirajući raspon naprezanja dobiva se prema:

$$\Delta\sigma_0 = f_m \Delta\sigma \tag{7.4}$$

i uvrštava u izraz za određivanje zamornog oštećenja. Pri tome je f_m faktor kojim se uzima u obzir utjecaj srednjih naprezanja. U proračunu je pretpostavljena nulta vrijednost srednjih naprezanja kako bi se omogućila usporedba s rezultatima spektralne analize.

7.3 Dugoročna razdioba naprezanja i zamorno oštećenje

Dugoročna razdioba naprezanja aproksimira se dvoparametarskom Weibull-ovom razdiobom. Parametar oblika h približno se određuje za zadanu dužinu broda, gaz i lokaciju detalja. Parametar mjerila q određuje se prema izračunatom rezultirajućem rasponu naprezanja.

Zamorno oštećenje računa se prema:

$$D = \frac{\nu_0 T_d}{\overline{a}} p q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \tag{7.5}$$

kako je objašnjeno u šestom poglavlju.

Tablica 7-1 prikazuje izračunate vrijednosti rezultirajućih raspona žarišnih naprezanja $\Delta\sigma_0$, parametara Weibullove razdiobe *h* i *q* i zamornog oštećenja *D* za oba slučaja krcanja broda.

Tablica 7-2 Rezultati pojednostavljenog proračuna

	Potpuno nakrcan brod	Brod u balastu
$\Delta\sigma_0$, MPa	476.16	419.85
D	2.48	3.02
h	0.8834	0.9413
q	38.56	39.69

8. SPEKTRALNA ANALIZA ZAMORA

Cjeloviti postupak spektralne analize zamora bit će prikazan određivanjem zamornog oštećenja za tipičan strukturni detalj: koljeno na uzdužnjaku vanjske oplate suvremenog tankera s dvostrukom oplatom.

Više je razloga za izbor i analizu upravo tog strukturnog detalja, ali dva su najvažnija. Uzdužnjaci na vanjskoj oplati naročito su izloženi zamornom oštećenju uslijed prisutnosti i izmjene promjenjivog tlaka valnog opterećenja. Istraživanja su pokazala da se najveći broj otkrivenih pukotina pojavljuje upravo u blizini vodne linije.

I drugi razlog za odabir uzdužnjaka boka povezan je s činjenicom da je riječ o strukturnom detalju posebno izloženom zamoru. Taj je detalj ponajbolje istražen i upute za određivanje njegovog zamornog oštećenja daju sva klasifikacijska društva. Na taj način i usporedba s rezultatima spektralne analize bit će najvjerodostojnija.

U prvom dijelu ovog poglavlja bit će detaljno prikazan postupak spektralne analize kroz četiri njena tipična koraka: određivanje hidrodinamičkog opterećenja, određivanje strukturnog odziva, izračun dugoročne razdiobe naprezanja i određivanje akumuliranog oštećenja [21], [39].

U drugom dijelu rezultati spektralne analize usporedit će se s rezultatima pojednostavljenog proračuna, te podacima dostupnim iz literature.

Treći dio poglavlja sadržat će komentar proračuna, te osvrt na tekuća istraživanja vezana uz ovaj rad i projekt FatHTS pri Tehničkom sveučilištu u Lisabonu.

8.1 Određivanje hidrodinamičkog opterećenja

Hidrodinamički proračun valnog opterećenja tankera s dvostrukom oplatom obavio je Basic Research Department Germanischer Lloyda. Osnovne izmjere tankera prikazane su tablicom 8-1.

Za potrebe proračuna izrađena su tri modela: pramčani i krmeni peak, te model paralelnog srednjaka. Oplata pramčanog i krmenog peaka modelirana je pomoću panela, dok je raspored težine u tim dijelovima broda predstavljen koncentriranim masama.

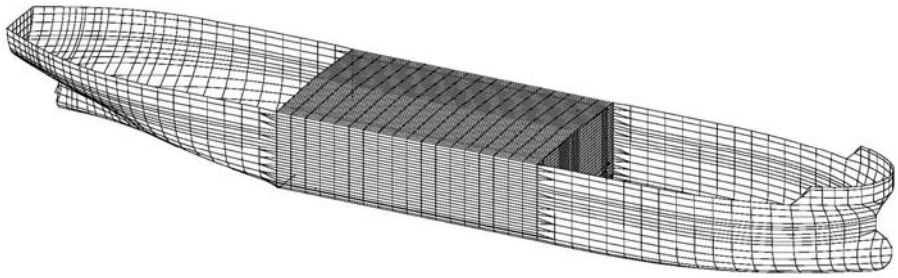
Hidrodinamički model paralelnog srednjaka identičan je strukturnom modelu što znači da su modelirani svi primarni elementi strukture. Podvodni dio vanjske oplate paralelnog srednjaka, posebno za stanje balasta i potpunog krcanja, modeliran je panelima, a raspored težina određen je izravno iz težina definiranih konačnih elemenata.

Tablica 8-1 Osnovne izmjere broda

Dužina između okomica	L_{pp}	232.00 m
Širina	B	42.00 m
Visina	D	21.20 m
Koeficijent punoće	C_b	0.8256
Brzina (potpuno nakrcan brod)	v	16 čvorova
Gaz (balast)	T_{afti}/T_{fore}	10.0/6.2 m
Gaz (potpuno nakrcan brod)	T_{afti}/T_{fore}	15.0/13.5 m

Broj panela zavisi o gazu broda i iznosi približno 2500 panela. Identičan hidrodinamički model, modeliran u SESAM-u pri FSB na osnovi podataka iz Germanischer Lloyda, prikazan je na slici 8-1.

Širina panela na modelu paralelnog srednjaka broda iznosi 4 metra i jednaka je razmaku rebara. Visina tih panela iznosi 0.84 metra i jednaka je razmaku među uzdužnjacima.



Slika 8-1 Hidrodinamički model broda

Stanje balasta i potpunog krcanja analizirani su za petnaest različitih valnih perioda u rasponu od 24.96 do 975 metara i sedam susretnih kutova u rasponu od 0 do 180 stupnjeva. Na taj način određeno je po 210 slučajeva hidrodinamičkog opterećenja za stanje balasta i krcanja.

Rezultati hidrodinamičkog proračuna su inercijske sile, presječne sile i momenti, te hidrodinamički tlak na vanjsku oplatu broda.

8.2 Određivanje odziva konstrukcije

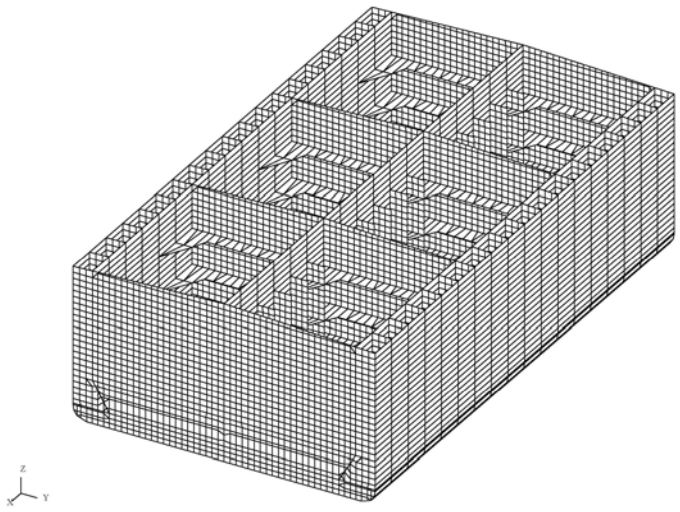
Odziv konstrukcije na zadano hidrodinamičko opterećenje bit će naprezanja u promatranom strukturnom detalju. Za svaki od ukupno 420 slučajeva opterećenja potrebno je provesti analizu metodom konačnih elemenata.

Provedene su dvije razine strukturne analize: u prvoj od njih određene su prijenosne funkcije nominalnih naprezanja, a u drugoj prijenosne funkcije žarišnih naprezanja.

Radi preglednosti rada određivanje prijenosnih funkcija nominalnog naprezanja objasnit će se samo ukratko. O rezultatima spektralne analize nominalnih naprezanja bit će riječi pri usporedbi s objavljenim rezultatima.

8.2.1 Globalni strukturni model

Globalni strukturni model, slika 8-2, obuhvaća tri tanka paralelnog srednjaka i namijenjen je određivanju globalnih naprezanja i deformacija primarnih strukturnih dijelova u tom dijelu broda. Model se sastoji od 37541 elemenata (grede i ploče) i obuhvaća 103224 stupnjeva slobode.



Slika 8-2 Globalni strukturni model

Hidrodinamičko opterećenje koje se prenosi na globalni model sastoji se od inercijskih sila i presječnih sila i momenata..

Inercijske sile prenose se izravno iz hidrodinamičkog u strukturni model i djeluju u svim čvorovima globalnog modela.

Presječne sile i momenti prenose se na model putem "kišobrana", tj. posebne konstrukcije koja se sastoji od 2880 laganih i krutih konačnih elemenata. Prvih 1440

elemenata, dužine 1 metar i položenih u smjeru osi x, spojeni su s 1440 čvorova poprečne pregrade na krmenom kraju globalnog modela. Drugih 1440 elemenata nastavljaju se na ove i spajaju u zajedničkoj točki, približno u razini neutralne linije modela. U toj zajedničkoj točci djeluje koncentrirana sila čije je djelovanje na model ekvivalentno djelovanju presječne sile i momenta savijanja. "Kišobran" ujedno osigurava da sve točke poprečne pregrade budu u istoj ravnini, čime je zadovoljen uvjet linearne raspodjele deformacija na poprečnom presjeku.

Tlak na vanjsku oplatu broda razmatra se zasebno analizom naprezanja u lokalnom modelu.

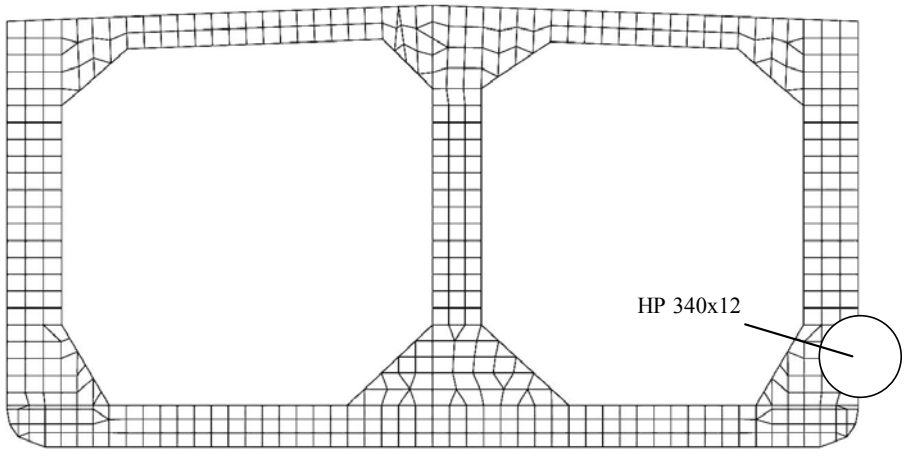
Statičko opterećenje nije uključeno u analizu.

Koordinate promatranog uzdužnjaka u globalnom modelu jesu:

- pozitivna strana: x = 100.85 do x = 104.85, y = 21.00, z = 4.4 m,
- negativna strana: x = 100.85 do x = 104.85, y = -21.00, z = 4.4 m,

Slika 8-3 pokazuje približni položaj uzdužnjaka na poprečnom presjeku paralelnog srednjaka.

Da bi se provela spektralna analiza zamornog oštećenja potrebno je poznavati naprezanja u strukturi uslijed djelovanja valova s obje strane broda. Kako bi se smanjio broj slučajeva opterećenja samo je sedam susretnih kutova (od 0 do 180 stupnjeva) obuhvaćeno hidrodinamičkom analizom. Utjecaj valova iz smjera preostalih susretnih kutova (od 180 do 360 stupnjeva) može se uzeti u obzir analizom naprezanja u identičnom detalju smještenom na suprotnoj strani broda. To je uobičajeni postupak za sve približno simetrične strukture.



Slika 8-3 Položaj uzdužnjaka na globalnom modelu

8.2.2 Određivanje prijenosnih funkcija nazivnog naprezanja

Globalna naprezanja u promatranom uzdužnjaku određuju se metodom konačnih elemenata.

Lokalna naprezanja uslijed djelovanja tlaka na dio vanjske oplate iznad uzdužnjaka određuju se posredno pomoću jednostavnog analitičkog modela. Uzdužnjak, zajedno s dijelom oplate koji podupire, može se promatrati kao zglobno oslonjena greda čija je dužina jednaka efektivnoj dužini uzdužnjaka. Pod djelovanjem jediničnog kontinuiranog opterećenja na krajevima grede pojavljuje se "jedinično" savojno naprezanje. Vrijednost tog naprezanja pomnožena sa stvarnim vrijednostima tlaka koji djeluje na oplatu, za svih 420 slučajeva opterećenja, predstavlja lokalno nazivno naprezanje uzdužnjaka.

Rezultirajuće nazivno naprezanje dobiva se superpozicijom globalnog i lokalnog nazivnog naprezanja prema izrazu:

$$\sigma_{nom} = \sqrt{\left(\sigma_{glob,real} + \sigma_{loc,real}\right)^2 + \left(\sigma_{glob,imag} + \sigma_{loc,imag}\right)^2} \,. \tag{8.1}$$

Na taj način određene su prijenosne funkcije nazivnog naprezanja za svaki susretni kut i valni period, posebno za stanje balasta i punog krcanja.

Dugoročna razdioba naprezanja i akumulirano zamorno oštećenje izračunati za prijenosne funkcije nazivnog naprezanja prikazat će se i analizirati dalje u tekstu.

8.2.3 Određivanje prijenosnih funkcija žarišnog naprezanja

Analiza naprezanja na mjestima koncentracije naprezanja podrazumijeva korištenje modela s finom mrežom konačnih elemenata. Na taj način mogu se dobro modelirati promjene u geometriji strukturnog detalja na kritičnim mjestima, te odrediti žarišna naprezanja u njima.

Kako bi se odredile prijenosne funkcije žarišnih naprezanja pomoću mreže konačnih elemenata izrađena su dva trodimenzionalna modela.

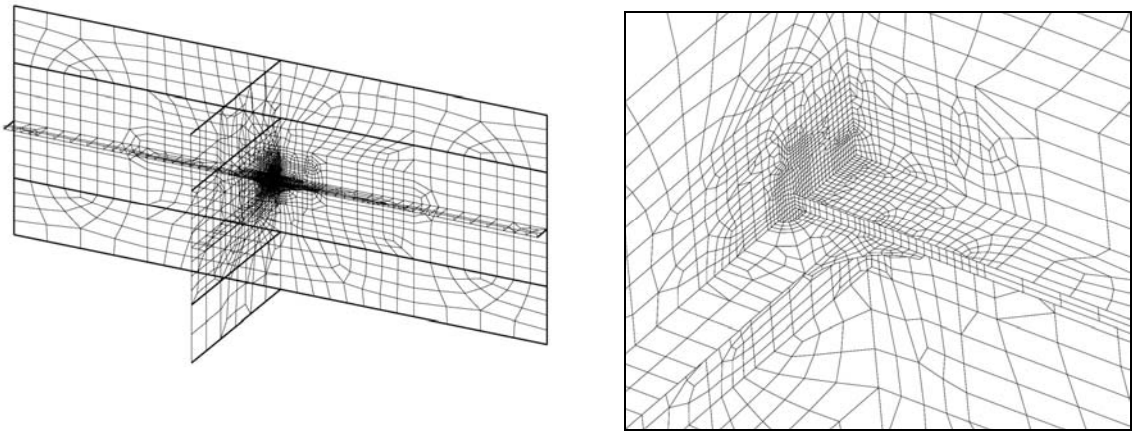
Slika 8-4 prikazuje model korišten za određivanje žarišnih naprezanja uslijed globalnih deformacija brodskog trupa.

Model je u osnovi ukrepljeni panel i predstavlja odgovarajući dio oplate broda i pripadajući dio poprečnog okvira. Uzdužnjaci oplate i ukrepe okvira modelirani su grednim konačnim elementima. Razmatrani uzdužnjak i oba koljena na njemu, oplata i okvir modelirani su pločastim konačnim elementima. Svi rubovi modela ojačani su grednim elementima.

Dimenzije elemenata od kojih je sastavljen model su:

- uzdužnjaci: HP340x12
- ukrepe okvira: 220x12

- koljena: 250x250, R250, visina vrha koljena: 24mm
- debljina oplate i okvira: 13mm



Slika 8-4 Lokalni model uzdužnjaka i detalj koljena

Model se sastoji od pločastih konačnih elemenata s četiri čvora i grednih konačnih elemenata s dva čvora. Model je sastavljen od ukupno 3737 konačnih elemenata i ima 21234 stupnjeva slobode.

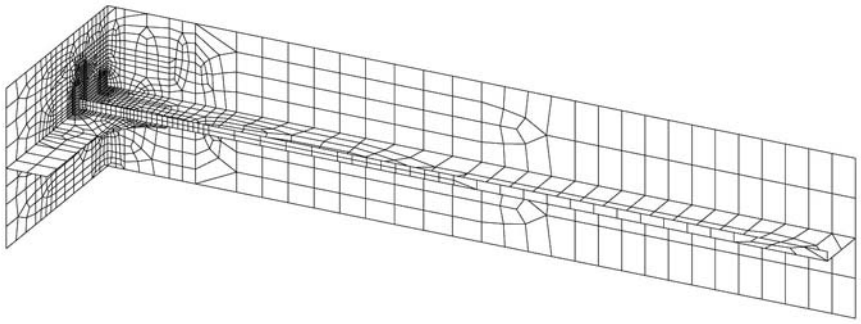
Vrh koljena na pojasu uzdužnjaka predstavlja mjesto skokovite promjene geometrije i tu se očekuje značajna koncentracija naprezanja. Iz tog razloga posebna je pažnja posvećenja modeliranju tog dijela modela. Veličina konačnih elemenata u okolini vrha koljena jest txt, gdje je t debljina pojasa.

Slika 8-5 prikazuje lokalni model uzdužnjaka korišten za određivanje žarišnih naprezanja uslijed hidrodinamičkog tlaka koji djeluje na oplatu.

Ovaj model predstavlja razmatrani uzdužnjak kao jednostavnu gredu. Ima nešto finiju mrežu po dužini uzdužnjaka, ali je inače jednak odgovarajućem dijelu prethodno opisanog modela.

Visina dijela oplate uključene u model je 840 mm i odgovara razmaku uzdužnjaka. Pola visine nalazi se iznad, a pola ispod uzdužnjaka. Na taj način moguće je usporediti dobivene rezultate s rezultatima odgovarajućeg analitičkog modela.

Lokalni gredni model sastoji se od 2043 konačnih elemenata i ima 12468 stupnjeva slobode.



Slika 8-5 Lokalni gredni model uzdužnjaka

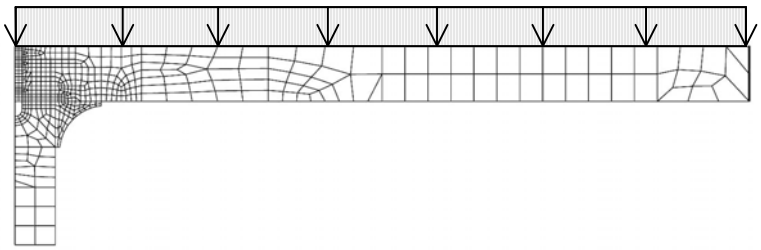
8.2.4 Rubni uvjeti i opterećenje modela

Analiza naprezanja modela uzdužnjaka oplate provedena je tehnikom pod-modela. Ovakav način analize sastoji se u prenošenju deformacija globalnog modela kao rubnih uvjeta pomaka na rubove lokalnog pod-modela. Na taj način deformacije globalnog modela postaju "opterećenje" pod-modela.

Prijenos globalnih deformacija na lokalni pod-model automatizirani je postupak u slučaju softverskog paketa SESAM.

Lokalni model uzdužnjaka opterećen je kontinuiranim jediničnim opterećenjem kako je prikazano slikom 8-6.

Oba kraja lokalnog modela uzdužnjaka potpuno su učvršćena.



Slika 8-6 Jedinično kontinuirano opterećenje lokalnog grednog modela

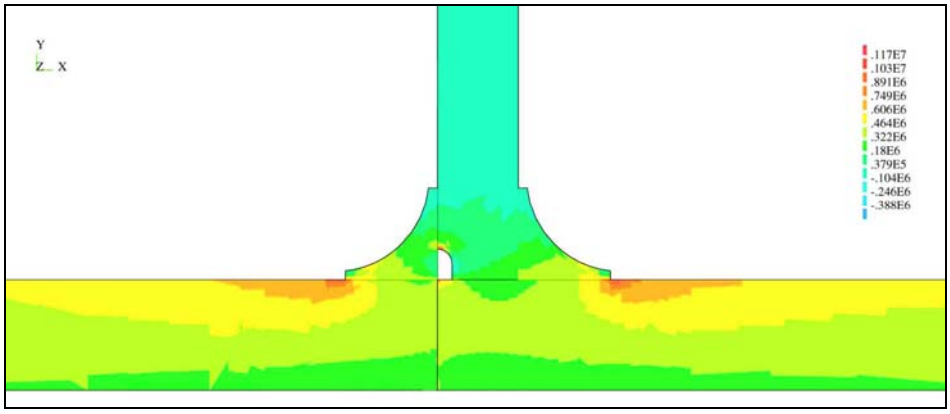
8.2.5 Naprezanja uzrokovana deformacijom globalnog modela

Naprezanja koja se pojavljuju u lokalnom modelu uslijed deformacija globalnog modela jesu žarišna naprezanja i za potrebe ove analize označavat će se kao globalna žarišna naprezanja.

Ukupno je provedeno 420 analiza metodom konačnih elemenata za model na pozitivnoj i za model na negativnoj strani broda.

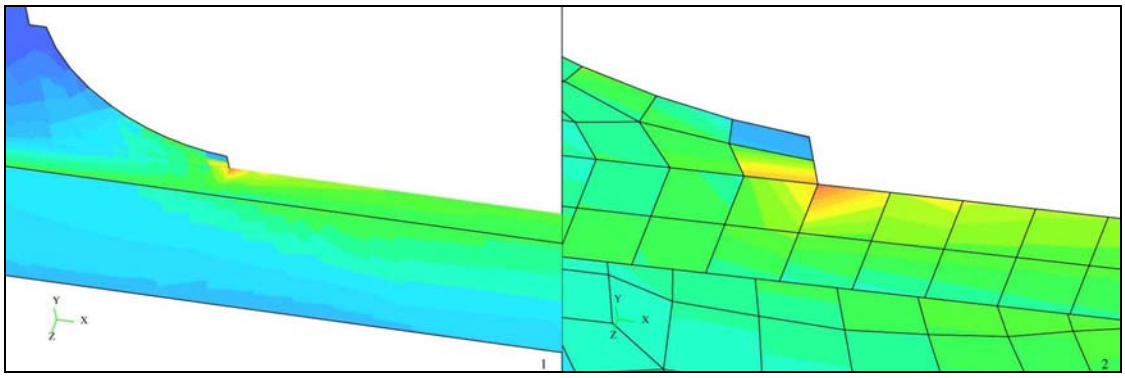
Tipično polje naprezanja u okolini koljena uzdužnjaka prikazano je slikom 8-7. Prikazana su uzdužna naprezanja. Ova slika odgovara stanju krcanja "balast" i slučaju opterećenja broj 110: susretni kut 90 stupnjeva, valna dužina 263.64 metra i realna valna komponenta.

Na slici se mogu uočiti dva mjesta koncentracije naprezanja u blizini koljena uzdužnjaka. Najveće vrijednosti naprezanja nalaze se ispred vrhova obaju koljena. Samo koljeno zavareno na ukrepu okvira bit će dalje razmatrano.



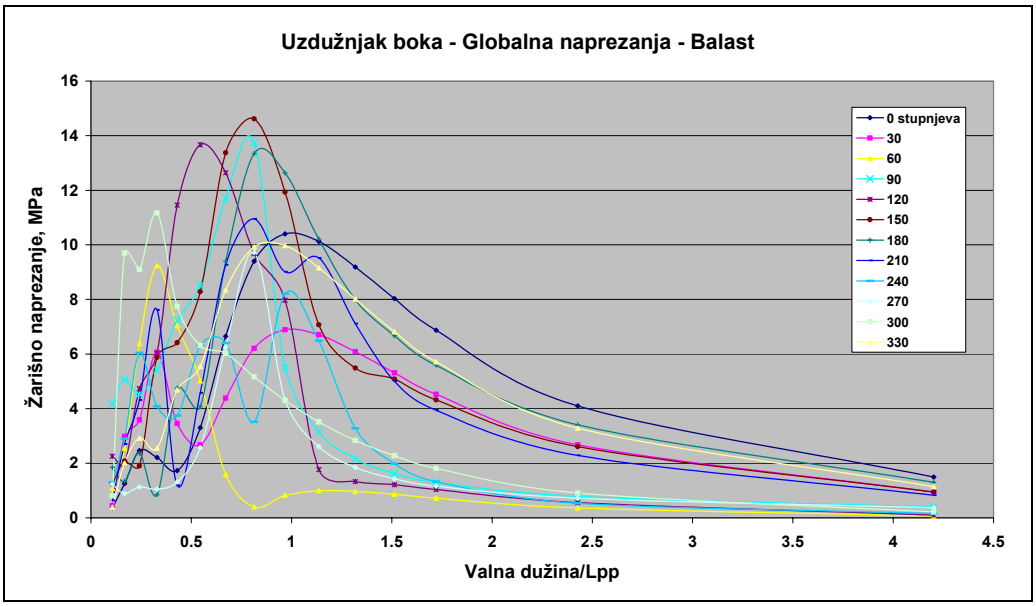
Slika 8-7 Polje naprezanja u okolini koljena uzdužnjaka

Za svaki slučaj opterećenja vrijednost žarišnog naprezanja jest naprezanje u čvoru u kojem se spajaju konačni elementi prema slici 8-8, u samom vrhu koljena.

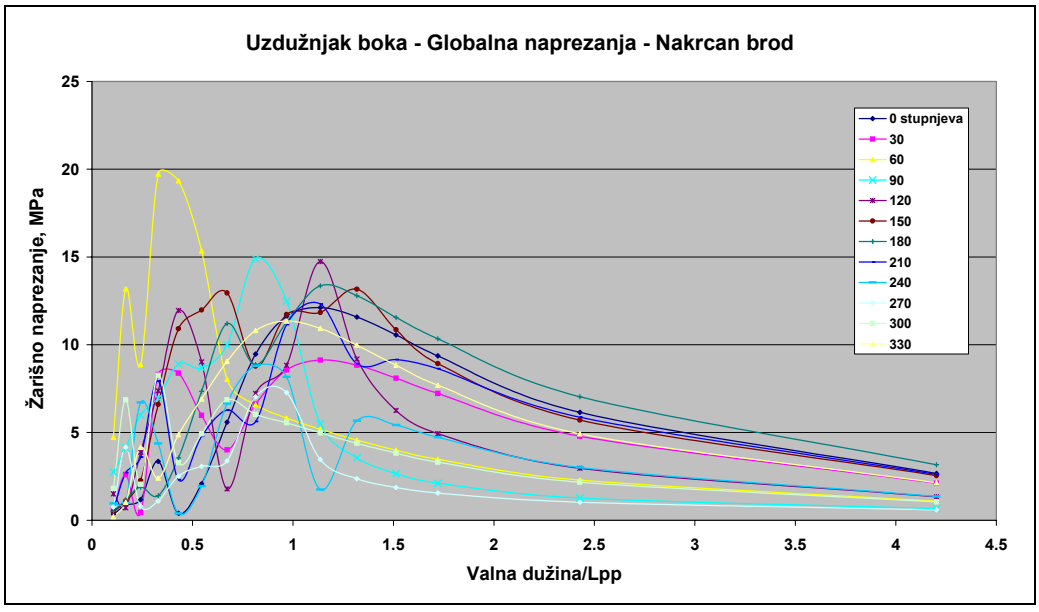


Slika 8-8 Maksimalna naprezanja u vrhu koljena

Slike 8-9 i 8-10 prikazuju rezultirajuće prijenosne funkcije žarišnih naprezanja za brod u balastu i potpuno nakrcan brod. Tablica 8.2 prikazuje odgovarajuće vrijednosti nazivnih naprezanja, te izračunati faktor koncentracije naprezanja.



Slika 8-9 Prijenosne funkcije globalnih žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, balast



Slika 8-10 Prijenosne funkcije globalnih žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, nakrcan brod

Faktor koncentracije aksijalnih žarišnih naprezanja izračunat je prema:

$$K_{axial} = \frac{\sigma_{xx,žarišno}}{\sigma_{xx,nazivno}}, \tag{8.2}$$

gdje je $\sigma_{xx,žarišno}$ srednja vrijednost žarišnih naprezanja, a $\sigma_{xx,nominalno}$ srednja vrijednost nazivnih naprezanja za sve slučajeve opterećenja.

Srednja vrijednost izračunatog faktora koncentracije naprezanja je 2.1025.

Očekivana vrijednost faktora koncentracije aksijalnih žarišnih naprezanja prema pravilima DNV jest $K_{axial} = 1.4$. Razlika između izračunate i očekivane vrijednosti može se tražiti u složenom ekstrapolacijskom postupku kojega SESAM obavlja pri određivanju rezultirajućeg naprezanja u čvoru u kojem se spaja više konačnih elemenata: na taj način u rezultirajuće naprezanje uključen je doprinos svih tih elemenata.

Tablica 8-2 Faktor koncentracije aksijalnog naprezanja

	Balast	**Potpuno nakrcan**
IST – žarišno	**4.619 MPa**	**5.876 MPa**
IST - nazivno	**2.213 MPa**	**2.181 MPa**
IST – SCF $_{axial}$	***2.087***	***2.118***

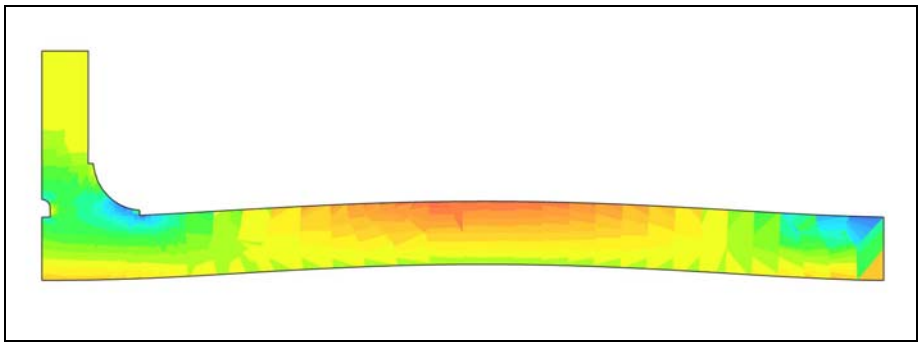
8.2.6 Naprezanja uslijed djelovanja hidrodinamičkog tlaka na oplatu

Naprezanja koja se pojavljuju uslijed djelovanja hidrodinamičkog tlaka na oplatu, odnosno lokalni gredni model, jesu žarišna naprezanja i za potrebe ove analize označavat će se kao lokalna žarišna naprezanja.

Nakon što je na lokalni gredni model narinuto kontinuirano jedinično opterećenje određen je faktor koncentracije savojnog naprezanja. Taj je faktor korišten kao množitelj stvarnih vrijednosti kontinuiranog tlačnog opterećenja koje djeluje na panele u okolini uzdužnjaka.

Slika 8-11 prikazuje polje naprezanja i deformaciju lokalnog grednog modela. Složena prostorna deformacija oplate širine 840 mm nije prikazana na slici.

Najveća vrijednost naprezanja određena je na istom mjestu kao i pri analizi globalnih žarišnih naprezanja: u zajedničkom čvoru vrha koljena i pojasa nosača. Vrijednost tog žarišnog naprezanja je $-2.820 \cdot 10^{-3}$ MPa.

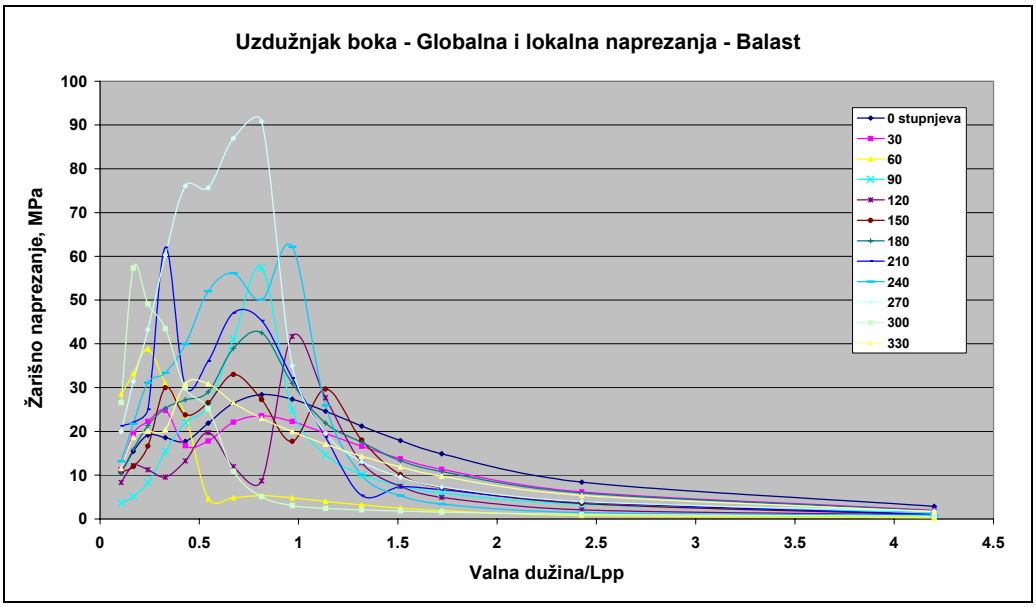


Slika 8-11 Deformacije i naprezanja lokalnog grednog modela

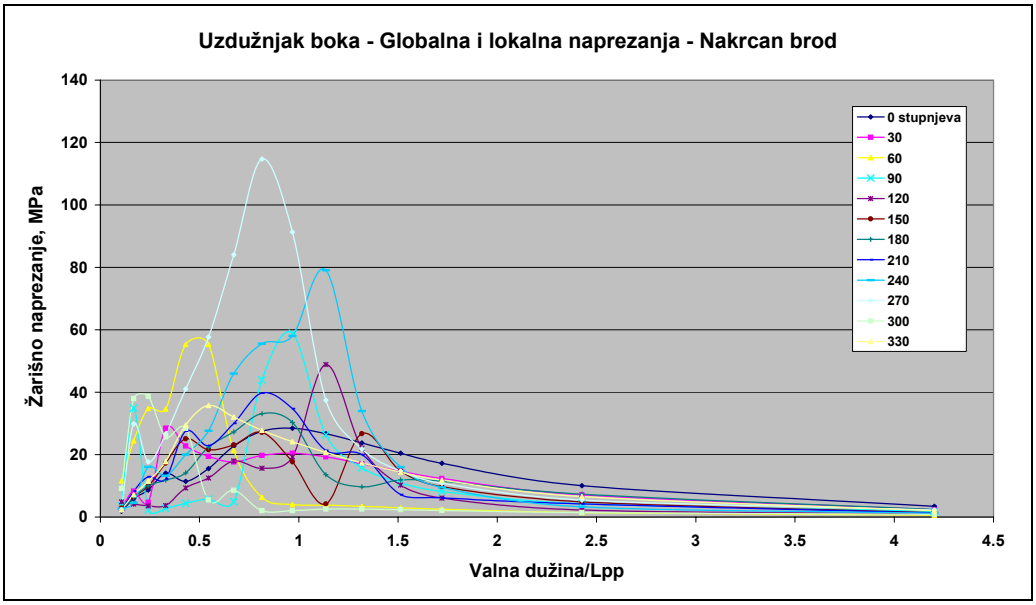
Analitički model grede jednakih dimenzija i opterećen jediničnim kontinuiranim opterećenjem daje vrijednost naprezanja na istom mjestu (vrh koljena) $-0.759 \cdot 10^{-3}$ MPa. Ta vrijednost ne uključuje prisutnost diskontinuiteta u geometriji detalja i stoga predstavlja nazivnu vrijednost. Omjer ta dva naprezanja, žarišnog i nazivnog, predstavlja faktor koncentracije savojnog naprezanja i iznosi $K_{bending} = 3.72$.

8.2.7 Rezultirajuće naprezanje

Globalna i lokalna žarišna naprezanja zbrajaju se prema 8-1 u rezultirajuće žarišno naprezanje. Slike 8-12 i 8-13 prikazuju prijenosne funkcije žarišnog naprezanja.



Slika 8-12 Prijenosne funkcije žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, balast



Slika 8-13 Prijenosne funkcije žarišnih naprezanja – uzdužnjak boka, nakrcan brod

Tablica 8-3 prikazuje srednje vrijednosti žarišnih naprezanja za sve slučajeve opterećenja, te rezultirajući faktor koncentracije žarišnih naprezanja.

Tablica 8-3 Faktor koncentracije žarišnog naprezanja

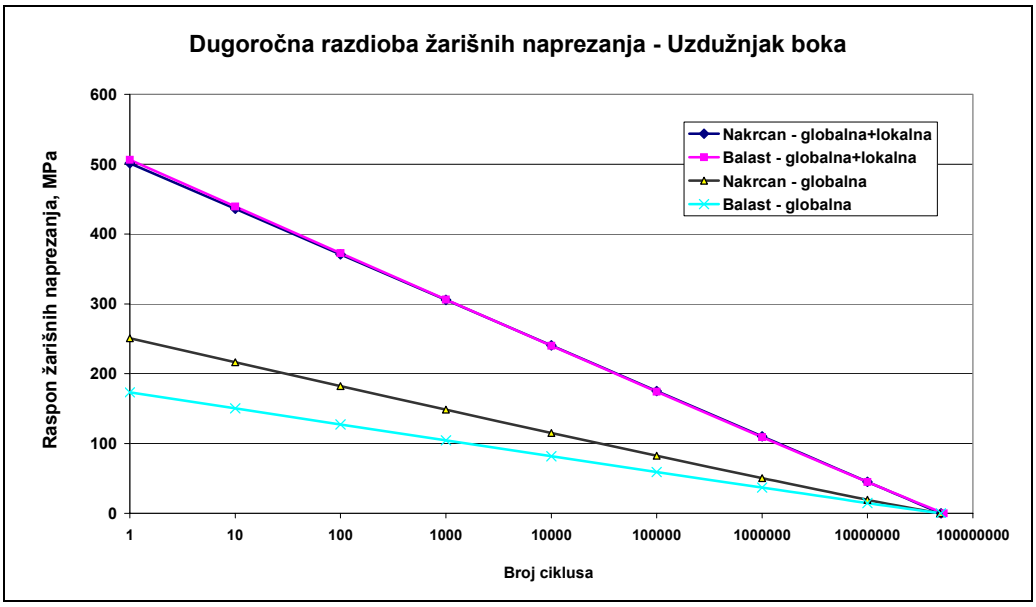
	Balast	**Potpuno nakrcan**
IST – žarišno	**20.001 MPa**	**17.672 MPa**
IST - nazivno	**5.455 MPa**	**4.923 MPa**
IST – SCF $_{axial}$	***3.667***	***3.598***

8.3 Dugoročna razdioba naprezanja

Dugoročna razdioba naprezanja računa se programom Fatigue razvijenom pri Instituto Superior Tecnico (IST). Program određuje dugoročnu razdiobu naprezanja prema sljedećim parametrima:

- prijenosne funkcije raspona žarišnih naprezanja,
- zadani valni spektar,
- združene funkcije vjerojatnosti pojave određenog stanja mora koja ovisi o ruti broda (uobičajeno Sjeverni Atlantik),
- parametri službe broda (brzina, stanje krcanja).

Dugoročna razdioba naprezanja određena je za stanje balasta i stanje punog krcanja, posebno za globalna i rezultirajuća žarišna naprezanja. Slika 8-14 prikazuje rezultate za sva četiri promatrana slučaja.



Slika 8-14 Dugoročna razdioba žarišnih naprezanja

Može se primijetiti da stanje punog krcanja uzrokuje veća globalna žarišna naprezanja nego u slučaju broda u balastu. Također je očit utjecaj valnog opterećenja oplate broda, odnosno faktora koncentracije savojnog naprezanja, koje značajno doprinosi ukupnom povećanju rezultirajućeg naprezanja. Analiza je provedena za IACS raspršni dijagram valovlja i 20 godina radnog vijeka broda.

Tablica 8-4 Parametri dugoročne raziobe žarišnih naprezanja

	Nakrcan **Globalno + Lokalno**	**Balast** **Globalno + Lokalno**	**Nakrcan** **Globalno**	**Balast** **Globalno**
Najveći raspon naprezanja, MPa	501.36	506.25	250.63	173.24
Parametar oblika Weibullove razdiobe h	0.998	0.977	0.944	0.976
Parametar mjerila Weibullove razdiobe q, MPa	28.088	26.593	11.959	9.110
Srednji period odziva, s	12.660	11.952	13.105	12.771

8.3.1 Proračun zamornog oštećenja

Zamorno oštećenje izračunato je prema Palgrem-Miner pravilu akumulacije oštećenja pomoću programa Fatigue. Parametri analize su:

- IACS raspršni dijagram valovlja,
- DNV II S-N krivulja za zavarene spojeve u korozivnoj sredini,
- Vrijeme službe broda 20 godina.

Zamorno oštećenje strukturnog detalja za potpuno nakrcan brod i brod u balastu prikazano je u tablici 8-5. Zamorno oštećenje izračunato je za slučaj globalnog i ukupnog žarišnog naprezanja. Rezultati pokazuju znatan utjecaj lokalnih naprezanja na ukupni zamorni vijek detalja.

Tablica 8-5 Zamorno oštećenje strukturnog detalja

	Potpuno nakrcan Globalno + lokalno	**Brod u balastu** Globalno + lokalno	**Potpuno nakrcan** Globalno	**Brod u balastu** Globalno
Zamorno oštećenje	2.787	2.716	0.258	0.103

8.4 Usporedba s objavljenim rezultatima

Procijeniti točnost rezultata spektralne analize zamora strukturnih detalja brodske konstrukcije nije sasvim jednostavan zadatak. Rezultat spektralne analize zamora jest akumulirano zamorno oštećenje ili drugim riječima: rezultat niza složenih hidrodinamičkih, strukturalnih i statističkih proračuna jest jedan jedini broj. U taj broj bit će uključena sva pojednostavljenja, sve numeričke pogreške i sva sloboda koju analitičar ima na raspolaganju pri izradi modela i provedbi postupka analize.

Pored toga spektralna analiza zamora je u današnje vrijeme dugotrajan i zato skup postupak. Klasifikacijska društva prednjače u obavljanju takvih analiza kako bi stekla iskustva koja zatim uvrštavaju u Pravila, no rezultati tih analiza uglavnom su nedostupni široj znanstvenoj i stručnoj zajednici.

Obavljenu spektralnu analizu moguće je ocijeniti na nekoliko načina.

Kao jedan od partnera unutar FatHTS projekta Germanischer Lloyd obavio je spektralnu analizu nazivnih naprezanja na identičnom hidrodinamičkom i strukturnom modelu i ti se rezultati mogu izravno usporediti s rezultatima spektralne analize nazivnih naprezanja u ovom radu.

Proračun zamornog oštećenja pojednostavljenim postupkom za isti strukturni detalj, jednako pozicioniran na brodu i približno jednako opterećen dat će rezultate koji su dovoljno točni da bude priznati od strane klasifikacijskog društva. Ti se rezultati mogu usporediti s onima koji proizlaze iz spektralne analize.

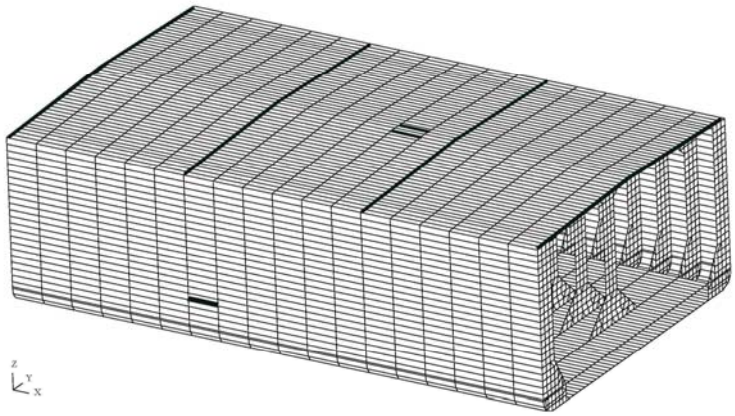
Spektralna analiza zamora četiri uzdužnjaka, približno pravilno raspoređenih po visini boka broda, te izračunata dugoročna razdioba naprezanja i kumulativno oštećenje, kao dio aktualnog (još nedovršenog) istraživanja, mogu dati kvalitativnu sliku o razdiobi zamornog oštećenja po visini boka broda. Ti se rezultati mogu usporediti sa sličnim rezultatima iz literature.

8.4.1 Usporedba s rezultatima Germanischer Lloyda

Prva razina spektralne analize zamora strukturnih detalja unutar FatHTS projekta obuhvatila je određivanje zamornog oštećenja za dva strukturna detalja: uzdužnjak boka i uzdužnjak glavne palube. Dugoročna razdioba nazivnih naprezanja i zamorno oštećenje

određeni su na osnovi prijenosnih funkcija nazivnog naprezanja i uz korištenje standardnih S-N krivulja.

Razmještaj uzdužnjaka na globalnom modelu prikazan je slikom 8.15. Uzdužnjak na lijevom boku broda nije označen. Poprečne crne crte prikazuju razmještaj poprečnih pregrada u modelu.



Slika 8-15 Položaj strukturnih detalja na globalnom modelu

Razmatrano je petnaest valnih perioda, sedam susretnih kutova i dva stanja krcanja kao što je ranije opisano. Ukupan broj slučajeva opterećenja je 210 za svako stanje krcanja. Strukturnom analizom globalnog modela određene su prijenosne funkcije nazivnog naprezanja za oba uzdužnjaka.

Za uzdužnjak palube određene su prijenosne funkcije nazivnog naprezanja:

- za stanje balasta - globalno,
- za stanje punog krcanja – globalno,
- za pola vremena u balastu i pola u punom krcanju – globalno.

Za uzdužnjak boka određene su prijenosne funkcije nazivnog naprezanja:

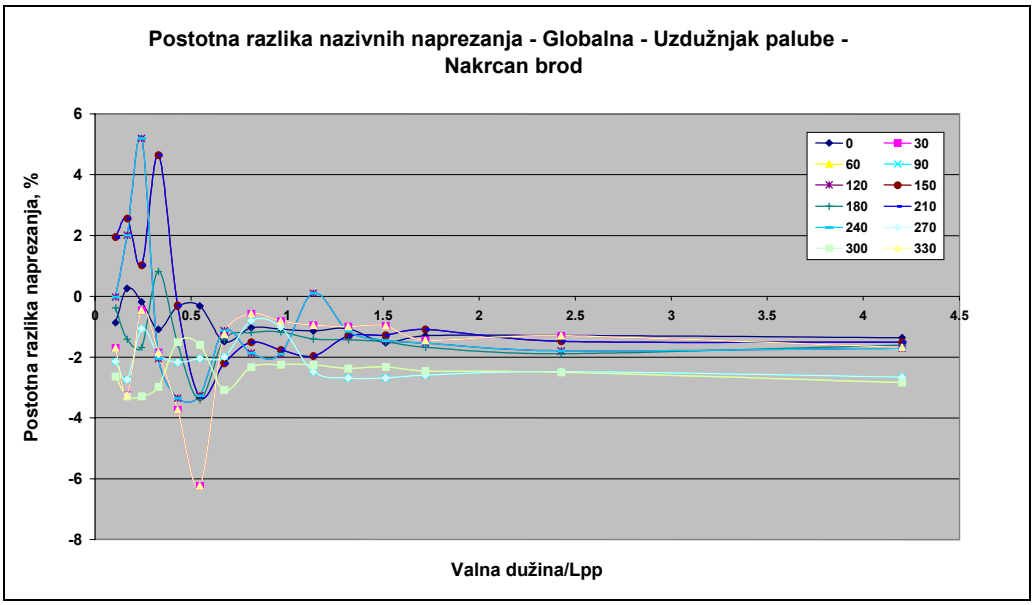
- za stanje balasta – globalno,
- za stanje balasta – globalno+lokalno,
- za stanje punog krcanja – globalno,
- za stanje punog krcanja – globalno+lokalno,
- za pola vremena u balastu i pola u punom krcanju – globalno,
- za pola vremena u balastu i pola u punom krcanju – globalno+lokalno.

Pri tome globalna naprezanja proizlaze iz globalne deformacije modela, dok su lokalna naprezanja uzrokovana lokalnim savijanjem uzdužnjaka boka uslijed prisutnosti hidrodinamičkog tlaka. Pri tome je uzdužnjak modeliran kao jednoliko i kontinuirano opterećena greda dužine jednake efektivnoj dužini uzdužnjaka.

Slika 8-16 prikazuje postotne razlike nazivnih naprezanja za uzdužnjake palube i boka izračunatih pri IST i GL za stanje punog krcanja i balasta. Za svaki slučaj opterećenja (tj. svaku točku prijenosnih funkcija) relativna razlika izračunata je prema:

$$\frac{\sigma_{IST} - \sigma_{GL}}{\sigma_{GL}} \tag{8.3}$$

Slika pokazuje vrlo dobro podudaranje rezultata s razlikom od svega –1.5%. Tablica 8-6 pokazuje te razlike za sva izračunata naprezanja.



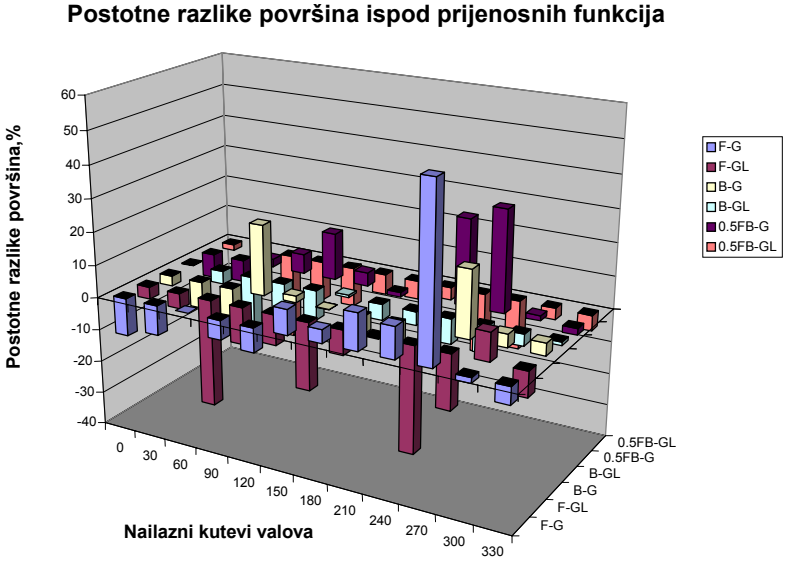
Slika 8-16 Postotna razlika nazivnih naprezanja

Za uzdužnjak boka globalnim naprezanjima pridružuju se lokalna naprezanja i razlike u prijenosnim funkcijama nešto su veće.

Tablica 8-6 Postotne razlike nazivnih naprezanja

		Uzdužnjak boka	Uzdužnjak palube
Globalna naprezanja	Potpuno nakrcan brod	23.16 %	-1.50 %
	Brod u balastu	9.733 %	-1.274 %
	0.5 Potpuno + 0.5 Balast	12.01 %	-1.549 %
Globalna + lokalna naprezanja	Potpuno nakrcan brod	1.849 %	-
	Brod u balastu	-3.655 %	-
	0.5 Potpuno + 0.5 Balast	-5.321 %	-

Treba istaknuti da takvim opisom razlika nisu sasvim realno prikazane razlike u izračunatim naprezanjima jer ne uključuju informaciju o težini pogreške. Naime, često će postotak odstupanja rezultata biti velik za malena naprezanja čiji doprinos akumulaciji oštećenja nije velik. Stoga je zanimljivije usporediti površine ispod krivulja prijenosnih funkcija. Slika 8-17 prikazuje tu usporedbu, a u tablici 8-7 sadržane su srednje postotne vrijednosti razlika površina za sva razmatrana stanja krcanja broda.



Slika 8-17 Postotne razlike površina ispod prijenosnih funkcija

Oznake na slici 8-17 su: F – potpuno nakrcan brod (full), B – brod u balastu (ballast), G – globalna naprezanja, GL – globalna i lokalna naprezanja, 05FB – pola naprezanja za potpuno nakrcan brod i pola za brod u balastu. Iz slike je očito da samo za nekoliko od ukupno 72 površina postoje značajne razlike u rezultatima. One se uglavnom odnose na slučaj valova po suprotnom boku broda (270^0). Nije sasvim jasno koji je uzrok toj pojavi. Za većinu prijenosnih funkcija te su razlike male, a iz tablice 8-7 vidi se da IST proračun (SESAM) daje ukupno nešto niže vrijednosti nazivnih naprezanja.

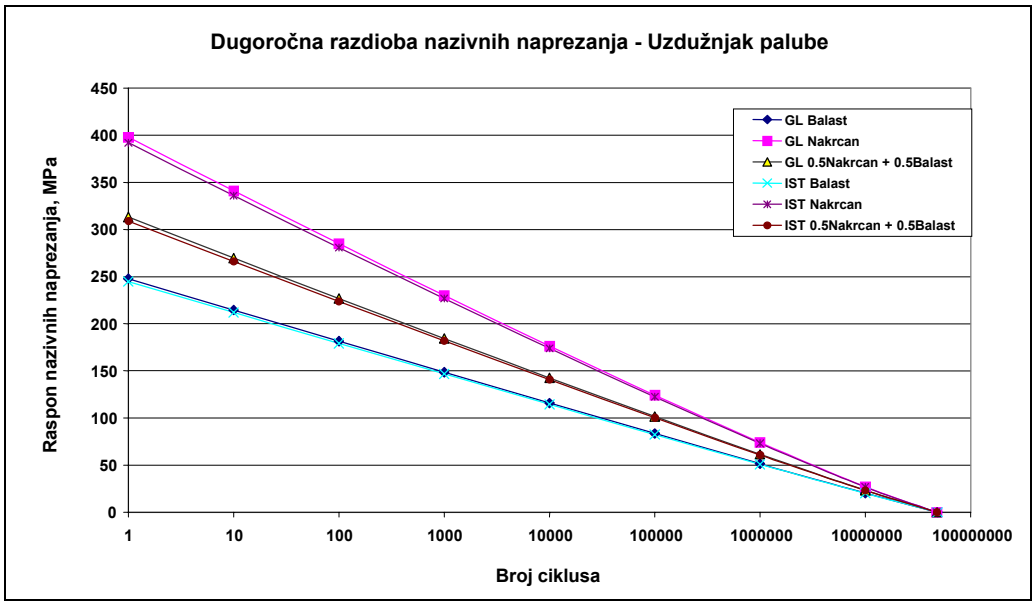
Tablica 8-7 Postotne razlike površina ispod prijenosnih funkcija

		Uzdužnjak boka	Uzdužnjak palube
Globalna naprezanja	Potpuno nakrcan brod	3.59 %	-1.80 %
	Brod u balastu	2.23 %	-1.45 %
	0.5 Potpuno + 0.5 Balast	6.18 %	-1.67 %
Globalna + lokalna naprezanja	Potpuno nakrcan brod	-11.6 %	-
	Brod u balastu	-5.86 %	-
	0.5 Potpuno + 0.5 Balast	-9.402	-

Dugoročna razdioba nazivnog naprezanja izračunata je za uzdužnjake palube i uzdužnjake boka uz sljedeće parametre:

- IACS raspršni dijagram valovlja,
- 17 godina službe,
- brod u balastu, potpuno nakrcan brod, pola vremena u balastu i pola vremena potpuno nakrcan.

Slika 8-18 prikazuje dugoročnu razdiobu nazivnih naprezanja za uzdužnjak palube, a tablica 8-8 izračunate parametre Weibullove razdiobe i srednji period odziva za prijenosne funkcije naprezanja prema IST i GL. Rezultati pokazuju vrlo dobro podudaranje i razlikuju se manje od 1.5% u svakom slučaju.

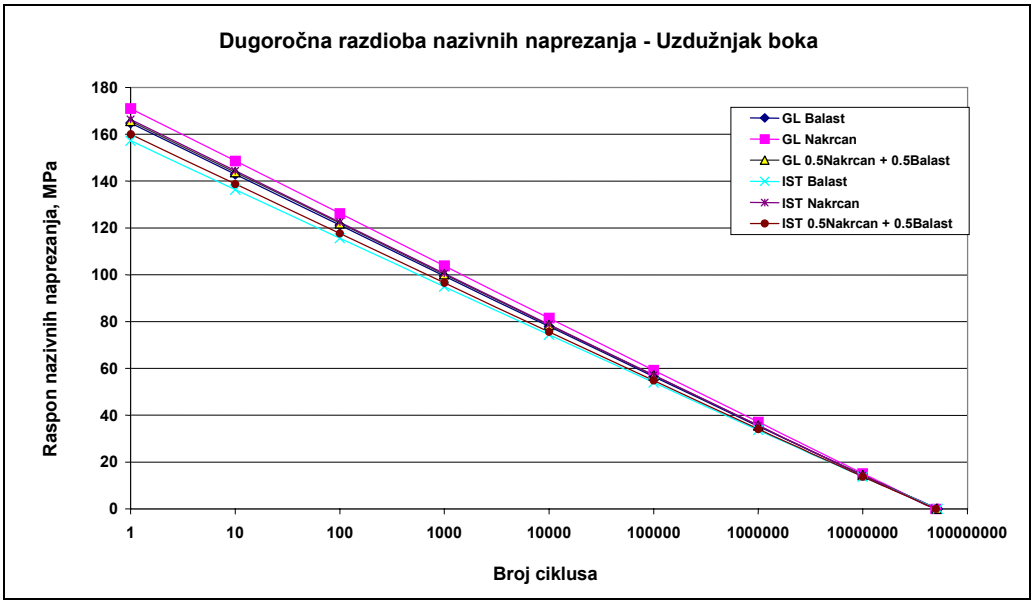


Slika 8-18 Dugoročna razdioba naprezanja za uzdužnjak palube

Tablica 8-8 Parametri dugoročne razdiobe naprezanja za uzdužnjak palube

	GL Nakrcan	IST Nakrcan	GL Balast	IST Balast	GL 0.5F+0.5B	IST 0.5F+0.5B
Najveći raspon naprezanja, MPa	397.93	392.03	247.96	244.85	313.20	308.95
Parametar oblika Weibull razdiobe *h*	0.904	0.905	0.965	0.965	0.934	0.934
Parametar mjerila Weibull razdiobe *q*, MPa	16.597	16.393	12.606	12.461	14.444	14.277
Srednji period odziva, s	11.266	11.271	11.004	11.012	11.181	11.187

Slika 8-19 prikazuje dugoročnu razdiobu nazivnih naprezanja za uzdužnjak boka, a tablica 8-9 izračunate parametre Weibullove razdiobe i srednji period odziva za prijenosne funkcije naprezanja prema IST i GL. Rezultati se vrlo dobro podudaraju s razlikom od približno 4.5%. Nešto niže vrijednosti za rezultate IST očekivane su kao posljedica prosječno manjih izračunatih vrijednosti prijenosnih funkcija nazivnog opterećenja.



Slika 8-19 Dugoročna razdioba naprezanja uzdužnjaka boka

Tablica 8-9 Parametri dugoročne razdiobe naprezanja uzdužnjaka boka

	GL Nakrcan	IST Nakrcan	GL Balast	IST Balast	GL 0.5F+0.5B	IST 0.5F+0.5B
Najveći raspon naprezanja, MPa	171.05	166.35	164.78	157.25	165.68	159.98
Parametar oblika Weibullove razdiobe *h*	0.990	0.984	0.975	0.975	0.980	0.978
Parametar mjerila Weibullove razdiobe *q*, MPa	9.362	8.964	8.611	8.208	8.806	8.458
Srednji period odziva, s	10.757	11.033	10.232	10.238	10.516	10.705

8.4.2 Usporedba s rezultatima pojednostavljenog postupka

Pojednostavljeni postupak proračuna zamornog vijeka temelji se na nizu pojednostavljenja. Parametarskim formulama približno se određuju opterećenja i naprezanja strukturnog detalja, te parametri Weibullove razdiobe. Spektralnom analizom pak izravno se računa hidrodinamičko opterećenje i odziv konstrukcije i to za čitav niz kombinacija opterećenja. Parametri dugoročne razdiobe naprezanja određuju se izravno za zadane parametre službe.

Da bi se mogli uspoređivati rezultati dobiveni na takva dva bitno različita načina potrebno je zadovoljiti nekoliko uvjeta. Kao prvo, usporedba ima smisla samo ako se pojednostavljeni postupak provodi uz odabir parametara koji su usporedivi s onima iz spektralne analize. U oba slučaja:

- zanemaren je utjecaj korozije: debljina modela smatra se nepromjenjivom,
- odabrana je nulta vrijednost srednjih naprezanja,
- odabrana je svjetska ruta plovidbe (World Wide Trade, IACS dijagram),
- DNV II S-N krivulja za zavareni spoj u korozivnoj sredini,
- predviđeni radni vijek broda od 20 godina,
- zanemareni su nelinearni učinci promjene oplakane površine (osim donekle za slučaj broda u balastu u pojednostavljenom postupku), te ostali nelinearni učinci.

Određivanje zamornog vijeka pojednostavljenim postupkom bit će relativno najtočnije za standardne strukturne detalje i standardni tip broda. Odabirom koljena na uzdužnjak boka tankera s dvostrukom oplatom zadovoljen je taj uvjet. To je naročito zamoru izložen strukturni detalj i kao takav je prepoznat od svih klasifikacijskih društava.

Faktor koncentracije naprezanja određuje se izravno u spektralnoj analizi, a prema tablicama klasifikacijskog društva u pojednostavljenom postupku. Smatra se da je utjecaj trodimenzionalne deformacije lokalnog modela na vrijednost faktora koncentracije naprezanja malen, premda se može pokazati da on postoji.

Spektralnom analizom nije u obzir uzet faktor korelacije između globalnog i lokalnog naprezanja. Pojednostavljeni postupak u obzir uzima veću vrijednost od dvije kombinacije koreliranih naprezanja, pa se može očekivati da će pri tome rezultati biti konzervativni.

Rezultati pojednostavljenog postupka i spektralne analize prikazani su tablicom 8-10.

Prikazani rezultati u skladu su s očekivanjem. Pojednostavljenim proračunom dobivene su znatno veće vrijednosti raspona naprezanja: iako slični po iznosu, rezultati spektralne analize odnose se na vjerojatnost pojave naprezanja u približno 10^8 ciklusa, a rezultati pojednostavljenog proračuna na vjerojatnost pojave naprezanja u 10^4 ciklusa. Riječ je o približno 40% većim naprezanjima, odnosno njihovim smanjenjem za 40% dobila bi se približno ista vrijednost zamornog oštećenja u oba slučaja. To se može objasniti činjenicom da se kroz pojednostavljeni proračun promatra najgora moguća kombinacija naprezanja, dok

je spektralnim postupkom moguće obuhvatiti sve intervale u kojima naprezanje ima nižu ukupnu vrijednost.

Pojednostavljenim proračunom previđaju se znatno veće vrijednosti zamornog oštećenja. Očekivani zamorni vijek detalja iznosi za potpuno nakrcan brod 7.18 i 2.48 godina, a za brod u balastu 7.36 i 3.02 godine, za spektralni postupak odnosno pojednostavljeni postupak proračuna. Ukoliko bi se mogla pretpostaviti učinkovita zaštita od korozije za kritični detalj, korištenjem DNV S-N II krivulje za detalj u zraku ili zaštićen od korozije, očekivani zamorni vijek detalja bi se približno udvostručio.

Zanimljivo je uočiti kako oba proračuna, svaki za sebe, predviđaju sličan zamorni vijek odabranog strukturnog detalja za brod u balastu i potpuno nakrcani brod. U općem slučaju to neće biti tako.

Tablica 8-10 Usporedba rezultata pojednostavljene i spektralne analize

	Spektralna analiza		**Pojednostavljeni proračun**	
	Nakrcan	Balast	Nakrcan	Balast
Najveći raspon naprezanja, MPa	501.36	506.25	476.16	419.85
Parametar oblika Weibullove razdiobe h	0.988	0.977	0.8834	0.9413
Parametar oblika Weibullove razdiobe q, MPa	28.088	26.593	38.56	39.69
Srednji period odziva, s	12.660	11.952	11.67**	8.776**
Zamorno oštećenje	2.787	2.716	8.040	6.629
Zamorni vijek, godina	7.18	7.36	2.48	3.02

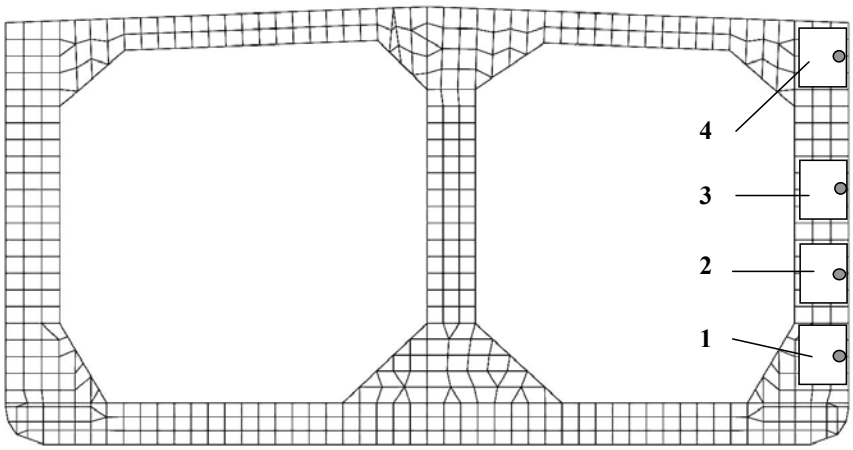
** srednji period prema $(T_{posrtanje}+T_{ljuljanje})/2$

8.4.3 Kvalitativna usporedba s rezultatima iz literature

Rezultate spektralne analize moguće je kvalitativno usporediti s objavljenim rezultatima onda kada postoji dovoljno sličnih elemenata provedene analize, npr. sličnost razmatranog broda i strukturnog detalja i podudarnost parametara analize. Zbog svih razlika koje će pri tome postojati takva jedna usporedba može biti samo kvalitativna, no zbog svih sličnosti koje će postojati ona možda može pružiti poneku korisnu informaciju.

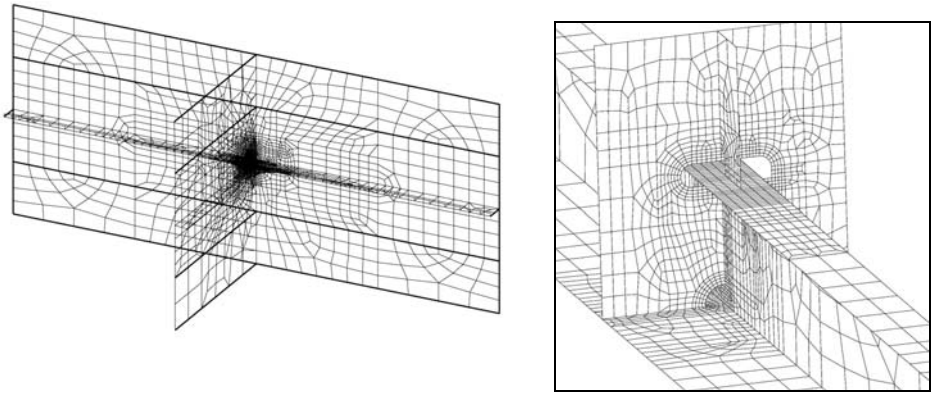
Rezultati ovog poglavlja temelje se na aktualnom i nedovršenom istraživanju proračuna zamornog oštećenja po visini boka tankera s dvostrukom oplatom (potpuno nakrcan brod i brod u balastu). Istraživanjem se nastoji odrediti krivulja raspodjele očekivanog zamornog oštećenja po visini boka broda i istražiti postojanje korelacije između globalnih i lokalnih naprezanja, te globalnih i ukupnih naprezanja za promatrane strukturne detalje.

Razmatrana su i modelirana četiri strukturna detalja po visini boka broda. Najniži detalj nalazi se na visini z = 4.4 metra i identičan je detalju koljena uzdužnjaka opisanom na početku ovog poglavlja. Iduća tri strukturna detalja pravilno su raspoređena po visini boka i modelirana prema dimenzijama odgovarajućih strukturnih detalja na istim mjestima. Na slici 8-20 shematski je prikazan položaj modeliranih strukuturnih detalja na vanjskoj oplati broda.



Slika 8-20 Položaj strukturnih detalja na boku broda

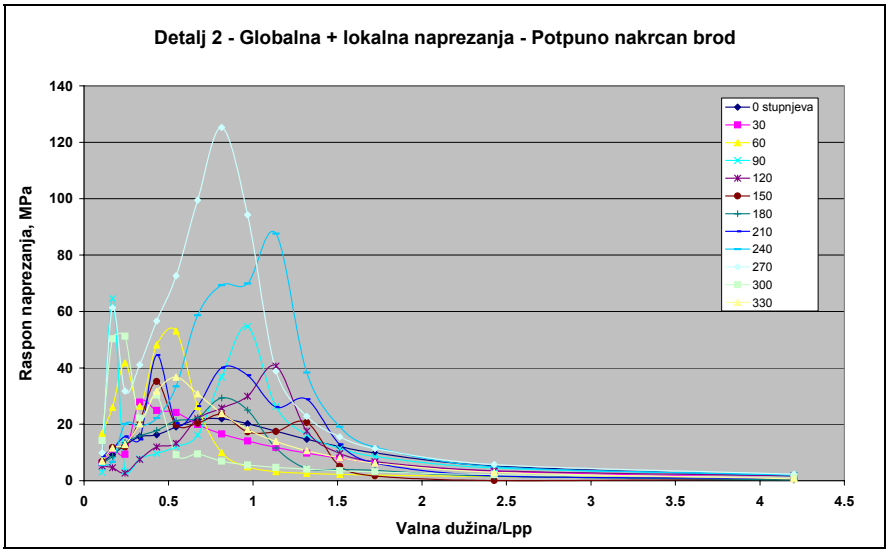
Položaj strukturnih detalja 2, 3 i 4 je z = 8.6, 12.8 i 19.25 metara. Od toga se detalji 2 i 3 nalaze približno u razini vodnih linija potpuno nakrcanog broda i broda u balastu, dok je detalj 4 smješten neposredno ispod glavne palube. Za razliku od detalja 2 koji je modeliran kao Holland profil, ostali detalji modelirani su kao T nosači. Na svakom detalju razmatrana je samo jedna žarišna točka. Modeli konačnih elemenata prikazani su na slici 8-21.



Slika 8-21 Mreža konačnih elemenata strukturnih detalja 1, 2, 3 i 4

Za svaki model provedeno je ukupno 420 statičkih analiza metodom konačnih elemenata: petnaest valnih dužina (15), sedam kutova nailaska vala na brod (7), dva stanja krcanja (2) i dvije komponente opterećenja (realna i imaginarna, 2).

Rezultat tih proračuna su prijenosne funkcije žarišnih naprezanja, njih ukupno 24: četiri detalja (4), dva stanja krcanja (2), globalna, lokalna, te globalna i lokalna naprezanja (3). Prijenosne funkcije za detalj 2, globalna i lokalna naprezanja i potpuno nakrcan brod prikazani su na slici 8-22

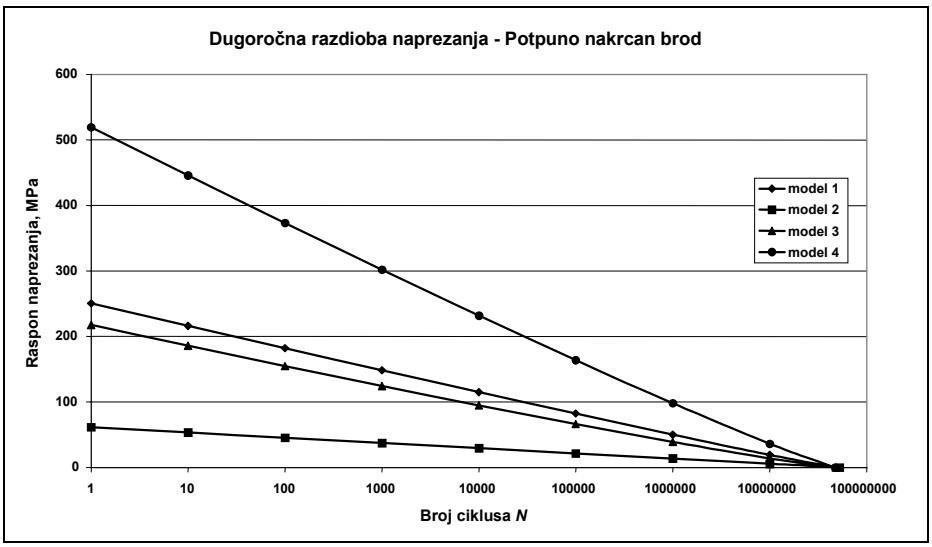


Slika 8-22 Prijenosne funkcije rezultirajućih žarišnih naprezanja za detalj 2

Za svaki skup prijenosnih funkcija izračunata je zatim dugoročna razdioba naprezanja za sljedeće parametre:

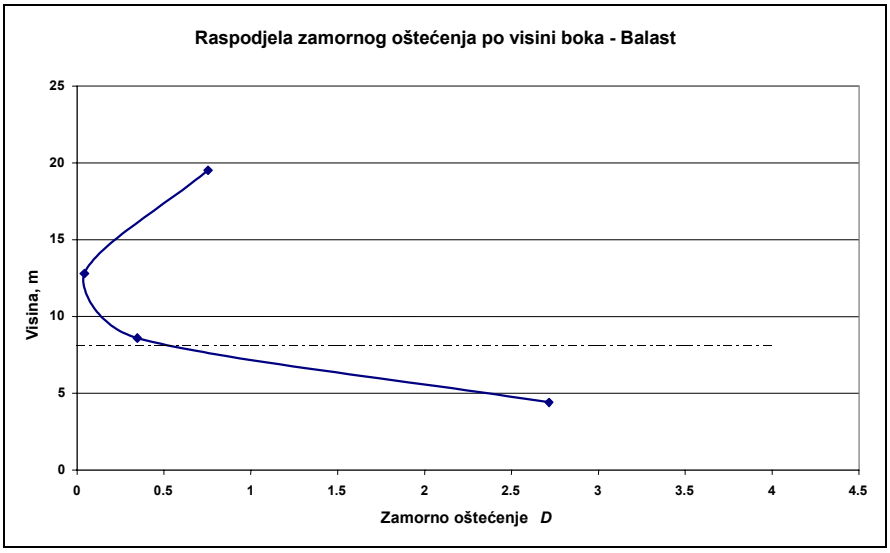
- IACS raspršni dijagram valova,
- DNV II S-N krivulja za zavareni spoj u korozivnoj sredini (konzervativna pretpostavka za detalj u blizini palube),
- 20 godina službe broda.

Na slici 8-23 prikazana je dugoročna razdioba globalnih žarišnih naprezanja za sve detalje i potpuno nakrcan brod. Očita su vrlo velika naprezanja detalja 4. Globalna žarišna naprezanja ostalih detalja značajno su niža, no njima valja pribrojiti i lokalna žarišna naprezanja uslijed hidrodinamičkog opterećenja.

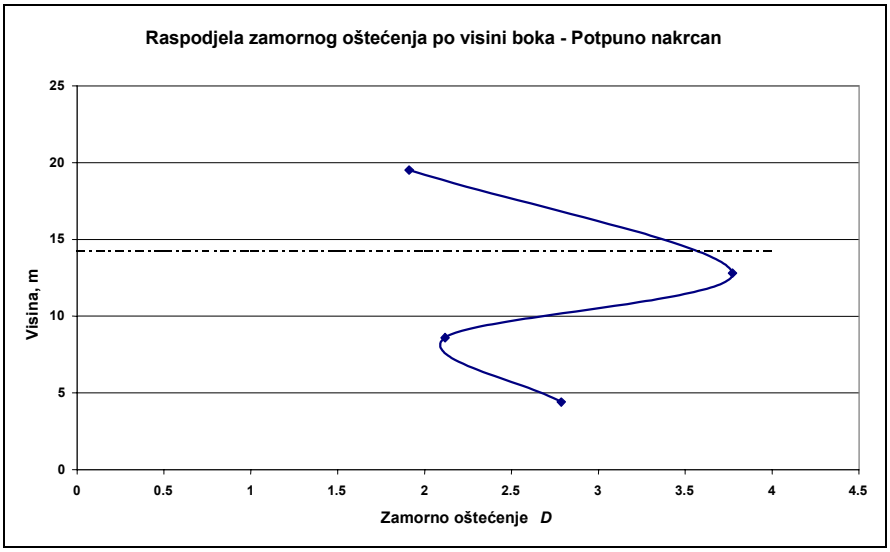


Slika 8-23 Dugoročna naprezanja za detalje 1, 2, 3 i 4

Na slikama 8-24 i 8-25 prikazana je interpolirana raspodjela zamornog oštećenja po visini boka tankera za brod u balastu i potpuno nakrcan brod. Izračunato zamorno oštećenje odnosi se na rezultirajuća žarišna naprezanja koja su kombinacija globalnih naprezanja i lokalnih ako postoje. Crtkana crta prikazuje visinu vodne linije (gaz) broda za promatrano stanje krcanja.

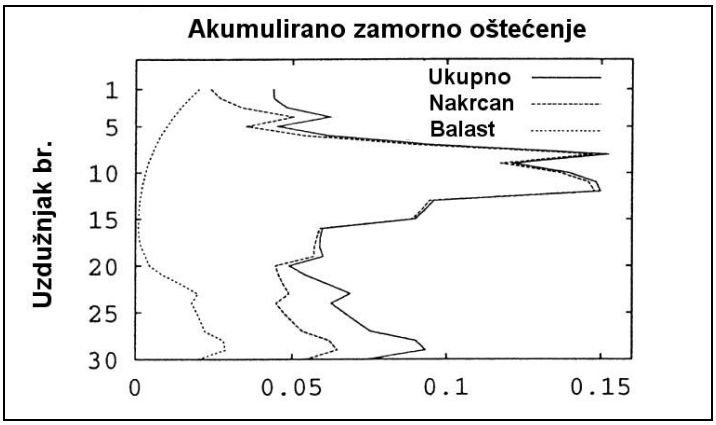


Slika 8-24 Raspodjela zamornog oštećenja po visini broda u balastu



Slika 8-25 Raspodjela zamornog oštećenja po visini potpuno nakrcanog broda

Slikom 8-26 prikazana je odgovarajuća raspodjela zamornog oštećenja prema literaturi [52]. Uzdužnjak br.1 nalazi se u blizini palube, a uzdužnjak br. 30 u blizini kobilice broda. Autori su proveli nelinearnu spektralnu analizu u vremenskom području za globalna naprezanja prema uobičajenim parametarskim formulama klasifikacijskog društva i lokalna naprezanja prema pojednostavljenom grednom modelu. Smisao istraživanja bio je pokazati utjecaj nelinearnih učinaka na raspodjelu zamornog oštećenja po boku broda, te utjecaj koji na zamorno oštećenje ima smjer nailaska valova.

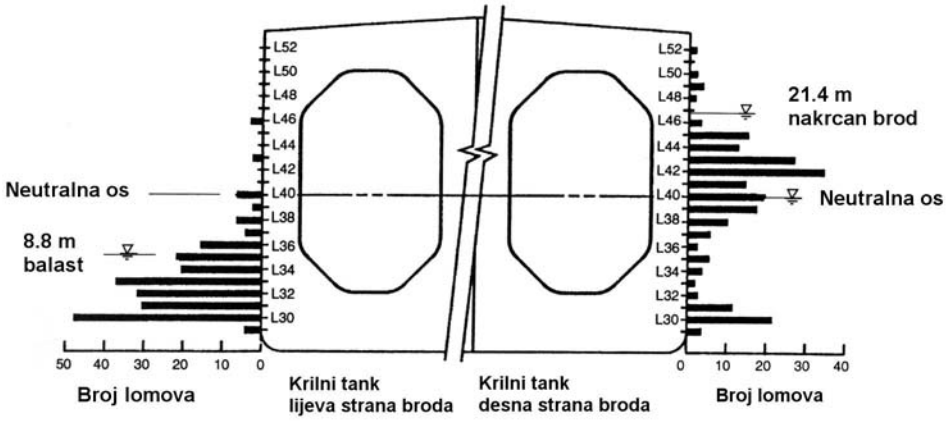


Slika 8-26 Akumulirano zamorno oštećenje

Premda spektralna analiza provedena u ovom radu ne obuhvaća nelinearne učinke relativnog gibanja između broda i valova može se uočiti dobra kvalitativna podudarnost rezultata. Zapravo je riječ o kvalitativnoj sličnosti izračunatih naprezanja, odakle se iz uvjeta proporcionalnosti naprezanja i zamornog oštećenja dobiva i podudarnost izračunatog zamornog oštećenja. Valja skrenuti pažnju da se rezultati u literaturi odnose na godišnju vrijednost zamornog oštećenja koja se, množenjem s dvadeset godina službe broda, može usporediti s rezultatima ovdje provedene spektralne analize. Unatoč prilično sličnim

vrijednostima razumno je pretpostaviti kako je riječ o njihovom slučajnom podudaranju budući da mnogi parametri spektralne analize nisu jednaki ili čak poznati. S druge strane, kvalitativna sličnost raspodjele zamornog oštećenja može se smatrati pokazateljem dobro provedenog postupka spektralne analize u ovom radu.

Slika 8-27 pokazuje stvarnu raspodjelu pukotina po boku tankera koji plove na tzv. TAPS ruti (Trans-Alaska Pipeline Service) [10]. Usporedbom sa slikama 8-24 i 8-25 može se uočiti dobro kvalitativno podudaranje rezultata (uz pretpostavku da je broj lomova proporcionalan izračunatom zamornom oštećenju), premda su TAPS tankeri većih dimenzija. Od razlika se može istaknuti izostanak pojave zamornog oštećenja uzdužnjaka neposredno ispod glavne palube.



Slika 8-27 Raspodjela lomova po boku tipičnog TAPS tankera

9. ZAKLJUČAK

Zamor materijala u strukturnim detaljima brodskih konstrukcija značajan je i dobro poznat problem brodogradnje i pomorstva. Pa ipak, čak i danas proračun zamornog oštećenja nije sastavni dio uobičajenog postupka osnivanja konstrukcije broda. Izrada kritičnih strukturnih detalja prepuštena je smjernicama klasifikacijskih društava i iskustvu dobre brodograditeljske prakse.

S druge strane, postupak proračuna zamorne izdržljivosti strukturnih detalja opisuju sva klasifikacijska društva. Praktički svi postupci temelje se na apstraktnom modelu akumulacije oštećenja, koji ne razmatra pojavu i širenje konkretne pukotine već zamor promatra kao proces zbrajanja oštećenja u svakom pojedinom ciklusu opterećenja. Wöhlerovim S-N krivuljama ustanovljena je povezanost naprezanja i zamornog oštećenja.

Najjednostavniji način proračuna zamornog oštećenja je pojednostavljeni proračun u kojem se putem jednostavnih parametarskih formula relativno brzo i lagano može odrediti očekivani životni vijek promatranog strukturnog detalja. Takav proračun obuhvaća čitav niz pojednostavljenja, ali je provjeren i usavršavan na temeljima iskustva klasifikacijskih društava i zato koristan i upotrebljiv u praksi.

Spektralnom analizom moguće je zamorni vijek odrediti izravnim proračunom u četiri koraka: određivanjem hidrodinamičkog opterećenja, proračunom odziva konstrukcije, određivanjem dugoročne razdiobe naprezanja i računanjem akumulacije oštećenja. No takav proračun nije jednostavan.

Određivanje hidrodinamičkog opterećenja prvi je korak spektralne analize. Uobičajeno se određuje u okvirima linearne teorije harmonijskih progresivnih valova, najčešće panel metodom koja omogućuje izravan prijenos opterećenja na strukturni model. Ispravno korištenje panel metode podrazumijeva dobro poznavanje hidrodinamike broda: valni periodi moraju biti tako odabrani da omogućuju preciznu konstrukciju prijenosnih funkcija opterećenja. Paneli moraju biti dovoljno mali da unose čim manju pogrešku u model. Lokalna opterećenja mogu se modelirati finijom mrežom panela u okolini strukturnog detalja. Hidrodinamički tlakovi u unutrašnjosti broda moraju biti ispravno modelirani. Ukoliko hidrodinamički i strukturni model nisu kompatibilni potrebno je pronaći pouzdan način prijenosa opterećenja.

U radu su spomenuta dva osnovna ograničenja linearne teorije harmonijskih valova: pretpostavka cikličkog umjesto pulsirajućeg opterećenja i raspodjela tlakova do mirne vodne linije broda. Zamor strukturnih detalja je po definiciji lokalni fenomen i zato osjetljiv na ova ograničenja; ne samo da je proračun zamornog oštećenja detalja smještenih u blizini mirne vodne linije ograničene točnosti, već je praksa pokazala da se upravo na tim mjestima

pojavljuje značajan broj zamorom uzrokovanih pukotina. Nelinearna spektralna analiza u vremenskom i frekvencijskom području korak je prema rješenju tog problema i u skoroj budućnosti mogu se očekivati novi i poboljšani hidrodinamički modeli za proračun zamornog oštećenja.

Odziv konstrukcije posebno je važan korak spektralne analize, a tome svjedoče i nemali napori koji se ulažu u njegovo razumijevanje i poboljšavanje. Proračun globalnih nazivnih naprezanja metodom konačnih elemenata razmjerno je jednostavan, no potrebno je voditi računa o nekoliko važnih detalja. Rubni uvjeti moraju biti postavljeni tako da dobro modeliraju stvarno opterećenje konstrukcije. U radu je prikazana simetrično opterećena konstrukcija, no moguće je postavljanje i drugačijih rubnih uvjeta npr. postavljanjem presječnih sila i momenata na obje strane modela. Mreža konačnih elemenata modela mora biti takva da omogućuje kompatibilnost deformacija pri korištenju podstruktura (pod-modela). Lokalna nazivna tlačna naprezanja mogu se računati odvojeno, no potrebno je ustanoviti postoji li korelacija među njima.

Određivanje žarišnih naprezanja naročito je zanimljiv problem u čije je rješavanje uložen znatan znanstveno-istraživački rad. Razlozi tome su raspršenost i nekonzistentnost rezultata strukturne analize kao posljedica slobode koju ima analitičar pri izradi modela i procjeni žarišnih naprezanja. Drugim riječima: nedostaju precizne upute i pravila za proračun i određivanje žarišnih naprezanja koja bi omogućila dosljednu analizu rezultata. Red uvode klasifikacijska društva, International Institute of Welding (povjerenstvo XIII), izvještaji nezavisnih združenih akademskih projekata, te druga stručna i znanstvena literatura.

U radu je na dva primjera prikazano određivanje žarišnih naprezanja i faktora koncentracije naprezanja: na primjeru zgiba uzvojnog tanka i koljena okvirnog rebra. Rezultati strukturne analize zgiba uzvojnog tanka ukazali su na postojanje četiri manje ili više nezavisne kritične točke u okolini zgiba. Pokazan je utjecaj oblikovanja detalja na promjenu koncentracije naprezanja. Rezultati numeričkog proračuna su pokazali vrlo dobro slaganje s rezultatima ispitivanja. U obratnom smislu, rezultati numeričkih proračuna mogu biti dobar pokazatelj kritičnih točaka i lokacija za postavljanje mjernih traka u zamornim testovima. Obavljen je proračun žarišnih naprezanja za dvije točke u okolini vrha koljena okvirnog rebra. Rezultati su uspoređeni s podacima iz literature. Istaknut je problem ekstrapolacije naprezanja i njegova važnost u postupku spektralne analize. Zaključeno je da ne postoje jasne upute o postupku ekstrapolacije koje bi obuhvatile različite vrste i položaje potencijalnih žarišnih točaka, te utjecaj izbora veličine i vrste konačnih elemenata pomoću kojih se žarišna naprezanja određuju.

U radu nije spomenut utjecaj topologije mreže konačnih elemenata pod-modela na koncentraciju žarišnih naprezanja. Rubni uvjeti pod-modela su deformacije globalnog modela. Promjenom veličine i izgleda mreže pod-modela promijenit će se i deformacije koje ga "opterećuju". Premda dobro poznat strukturnim analitičarima taj se problem u analizi zamora nedovoljno spominje. Vlastito iskustvo stečeno prilikom provedbe opisane spektralne analize pokazuje rasipanje i do 30% za različite pod-modele i ako su svi ostali parametri nepromijenjeni. Čak i najpreciznija pravila klasifikacijskih društava konstatiraju da

"korištenje pod-modela uvelike ovisi o ispravnoj procjeni strukturnog analitičara". Tom problemu valja posvetiti primjerenu pažnju.

Kratkoročna i dugoročna razdioba naprezanja izračunata su za prijenosne funkcije žarišnih naprezanja, odabrani spektar valova i združenu vjerojatnost pojave određenog stanja mora. Utjecaj brzine broda, a implicitno i smjera nailaska valova uzeti su u obzir. Dugoročna razdioba naprezanja ovisit će o ispravnom modeliranju izloženosti broda određenom stanju mora. Brod za vrijeme službe plovi trgovačkim rutama i prolazi kroz različite Marsden zone, a suvremenim navigacijskim sustavima u stanju je izbjeći ekstremna stanja mora. Utjecajnim su se pokazale i faze rasta, smirivanja i redoslijeda oluja. U literaturi je prikazan utjecaj smjera nailaska valova na brod: taj je fenomen toliko izražen da brodovi koji pretežno plove nakrcani u jednom smjeru, a prazni natrag imaju različitu raspodjelu pukotina na lijevom i desnom boku broda.

Zamorno oštećenje izračunato je za poznatu dugoročnu razdiobu naprezanja i odabranu S-N krivulju. Uz pretpostavku dobro izračunate dugoročne razdiobe naprezanja postavlja se problem odabira S-N krivulje koja najbolje predstavlja naprezanja u strukturnom detalju. Korištenje standardnih S-N krivulja pokazalo se problematičnim kada je riječ o složenim detaljima brodske konstrukcije: može biti teško identificirati odgovarajuću klasu zavarenog detalja, a naprezanja u strukturnom detalju mogu biti složenija od onih kojima su bili podvrgnuti ispitni uzorci. Stoga mnoga klasifikacijska društva predlažu korištenje univerzalnih S-N krivulja u kombinaciji s izravnim proračunom žarišnih ili zareznih naprezanja.

U literaturi se postavlja pitanje primjenjivosti i kalibracije S-N krivulja uslijed postojanja efekta mjerila i drugih utjecajnih faktora. Strukturni detalji brodske konstrukcije bitno su veći od malih ispitnih uzoraka što uzrokuje razliku u zamornim značajkama: dovoljno je spomenuti da širina stabilne pukotine u brodskim konstrukcijama može biti veća od ukupne dužine uzorka na temelju kojih je konstruirana S-N krivulja. Drugačiji može biti raspored zaostalih naprezanja, a veće dužine zavara u takvim strukturnim detaljima praćene su povećanom vjerojatnosti pojave pogrešaka i pukotina. Razumijevanje problema odabira S-N krivulje od velikog je značaja premda se u praksi strukturni analitičar može osloniti na upute klasifikacijskog društva.

Promatra li se spektralna analiza kao cjeloviti postupak tada valja spomenuti dugotrajnost (skupoću) takve analize, veliku količinu generiranih podataka i čitav niz neodređenosti vezanih za svaki njen pojedini korak. Dugotrajnost analize proizlazi iz potrebe provođenja velikog broja numeričkih proračuna i pomoću različitih programskih paketa. Stoga je primjena takve analize u brodograđevnoj praksi upitna, premda postoje softverski paketi (LR, DNV) kojima je moguće provesti kombinaciju pojednostavljenog i spektralnog postupka. Mnoštvo generiranih podataka otežava analizu iz više razloga, a jedan od bitnijih je problem ekstrapolacije naprezanja koja se mora "ručno" provesti. Neodređenosti sadržane u pojedinim koracima spektralne analize mogu se ispravno obuhvatiti jedino vjerojatnosnom analizom pouzdanosti pojedinog numeričkog postupka.

Provedena spektralna analiza zamora ukazala je na mnoge poteškoće s kojima se susreće analitičar u namjeri da odredi zamorni vijek strukturnih detalja brodske konstrukcije. Ali možda baš složenost problema, njegova širina i zanimljivost mogu biti dodatni poticaj nastojanju da se dosegne njegovo pouzdanije rješenje. Ne treba sumnjati da će i ovako sofisticirani način proračuna zamorne izdržljivosti, uz integriranje programskih rješenja, standardizaciju razmjene podataka, razvoj automatskih i adaptivnih tehnika generiranja mreže konačnih elemenata i slično, u skoro vrijeme postati stabilan, pouzdan i vjerojatno uobičajen proračun. Tekući znanstveno-istraživački rad, uključujući i ovaj rad, svaki na svoj način doprinos su ostvarenju tog cilja.

LITERATURA

[1] A. Almar-Naess, "Fatigue Handbook", Tapir Publishers, Trondheim, 1985.

[2] O. M. Faltinsen, "Sea Loads on Ships and Offshore Structures", Cambridge Univeristy Press, 1990.

[3] ..., Germanischer Lloyd, "Fatigue Strength of Ship Structures", 1997.

[4] ..., Lloyd's Register, "Structural Detail Design Guide", 1996.

[5] W. G. Price, R. E. D. Bishop, "Probabilistic Theory of Ship Dynamics", Chapman and Hall Ltd., London, 1974.

[6] ..., Det Norske Veritas, "Fatigue Assesment of Ship Structures", 1998.

[7] I. Pavlić, "Statistička teorija i primjena", Tehnička knjiga, Zagreb, 1970.

[8] O.W. Hughes, "Ship Structural Design: A Rationally-Based, Computer-Aided, Optimization Approach", John Wiley&Sons, NY, 1983.

[9] J. Eckerlid, A. Ulfvarson, "Redistribution of Initial Residual Stresses in Ship Structural Details and its Effect on Fatigue", Marine Structures 8 (1995), pp. 385-406,.

[10] Technical Committee III.2, "Fatigue and Fracture", Proceedings of the 13th International Ship and Offshore Structures Congress, Trondheim, Vol.1 (1997), pp. 285-331.

[11] C. G. Soares, Y. Garbatov, P. Santos, "Long-Term Fatigue Damage Assesment of Ship Structural Components", FatHTS, TD99.41.04.01, 1999.

[12] S. Berge, A. Johansen, L. G. Bjorheim, "Fatigue Strength of Hull Design for an FPSO", Practical Design of Ships and other Floating Structures, 2001, pp. 1071-1079.

[13] Technical Committee III.2, "Fatigue and Fracture", Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Nagasaki, Vol.1 (2000), pp.323-393.

[14] Technical Committee II.1, "Quasi-Static Response", Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Nagasaki, Vol.1 (2000), pp.133-195.

[15] M.R. Andersen, "Fatigue Crack Initiation and Growth in Ship Structures", Ph.D Thesis, Department of Naval Architecture, Tehnical University of Denmark, 1998.

[16] I. Senjanović, S. Tomašević, J. Parunov, "Procjena zamorne čvrstoće uzdužnjaka palube, FPSO broda", Radovi FSB, 1999, str.35-44.

[17] J. Parunov, I. Senjanović, "Metode za dugoročnu prognozu ekstremnih stanja mora", Brodogradnja 48 (2000) 2, str. 131-138.

[18] S. Rudan, Y. Garbatov, C. Guedes Soares, "Fatigue strength assessment of ship nuckle details", Proceedings of the 13th IMAM, Ichia (2000), pp.103-110.

[19] Y. Garbatov, C. Guedes Soares, S. Rudan, "Finite Element Study of SCF in Ship Knuckle Details", Proceedings of 3rd Congress of CSM, Cavtat (2000) pp.367-374.

[20] S. Rudan, Y. Garbatov, C. Guedes Soares, "Prediction of Fatigue Damage in Brackets of very Large Scale Specimens of Ship Structure", 8a Jornadas de Fractura, Portugal, 2002. (accepted)

[21] S. Rudan, Y. Garbatov, C. Guedes Soares, "Application of the Spectral Approach for Fatigue Analysis of Marine Structural Details", IMAM 2002. (accepted)

[22] S. Rudan, Y. Garbatov, C. Guedes Soares, "Time variation of fatigue damage of structural joints resulting from corrosion", Journal of Ship Research, 2002. (accepted)

[23] Y. Garbatov, S. Rudan, C. Guedes Soares, "Fatigue life evaluation of ship knuckle detail based on fracture mechanics and fatigue test", OMAE 2002, Norway (accepted)

[24] K. Žiha, V. Ivančević, "Primjena procedure za analizu zamora u brodskim konstrukcijama", Brodogradnja 44 (1999), str. 48-54.

[25] P.F. Hansen, "Reliability Analysis of a Midship Section", Ph.D Thesis, DTU, Lyngby Denmark, 1994.

[26] C. Zhao, Y. Bai, Y Shin, "Extreme Response and Fatigue Damage of Ship-Shaped FPSO", Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 2001, pp. 175-185.

[27] F. Labesse, N. Recho, "Local-Global Stress Analysis of Fillet Welded Joints", IIW document XIII-1737-98, 1998.

[28] W. Fricke, R. Wernicke, "Fatigue Strength Assesment of Cruciform Joints", Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 2001, pp. 1061-1069.

[29] O.W. Hughes, P. Franklin, "Definition and Validation of a Practical Rationally-Based Method for the Fatigue Analysis and Design of Ship Hulls", SNAME T&R No.4l, 1993.

[30] ..., Bureau Veritas, "Fatigue Strength of Welded Ship Structures", 1997.

[31] T. R. Gurney, "Exploratory Investigation of the Significance of the Low Stresses in a Fatigue Loading Spectrum", IIW Document No. XIII-1899-01, 2001.

[32] E. Niemi, "Structural Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components", IIW Document No. XIII-WG3-06-99, 2000.

[33] E. Niemi, "Analysis of Variable Amplitude Fatigue Using Equivalent Constant Amplitude Stress Range", IIW Document No. XIII-1622-96, 1996.

[34] O. Bach-Gansmo, C. A. Carlsen, T. Moan, "Fatigue Assesment of Hull Girder for Ship Type Floating Production Vessels", ...,... .

[35] D. Sunamoto, T. Yamuachi, M. Matoba, "A New Evaluation Method on the Fatigue Strength of Welded Joints", Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Technical Review, 1979.

[36] S. Rudan, Y. Garbatov, C. G. Soares, "FEM Analysis and Fatigue Test Result Comparison of C2 Knuckle Specimen", FatHTS TD99.42.06.00, 1999.

[37] S. Rudan, Y. Garbatov, C. G. Soares, "FEM Analysis and Fatigue Test Result Comparison of C3 Knuckle Specimen", FatHTS TD00.35.08.00, 2000.

[38] O. D. Dijkstra, G. T. M. Janssen, "Fatigue Tests on Large Scale Kunckle C2 Specimens", FatHTS TD97.33.02.00, 1998.

[39] S. Rudan, Y. Garbatov, C. G. Soares, "Long-Term Fatigue Damage Assesment of Ship Structural Details", FatHTS document (draft), IST, Lisbon, 2000.

[40] L. W. Paastor, J. A. Pinkster, M. Krekel, "Local and Global Hydrodynamic Loads on the FPSO 'Glas Dowr' for Fatigue Assesment", Proceedings of the Eighth International Offshore and Polar Engineering Conference, Montreal, 1998.

[41] E. H. Cramer, R. Loseth, E. Bitner-Gregersen, "Fatigue in Side Shell Longitudinals due to External Wave Pressure", OMAE, 1993.

[42] ..., International Institute of Welding, "Recommendations on Fatigue of Welded Components", IIW Document, XIII-1539-95, 1995.

[43] P. F. Hansen, S. R. Winterstein, "Fatigue Damage in the Side Shells of Ships", Marine Structures, 8 (1995), pp. 631-655.

[44] D. Liu, J. Spencer, T. Itoh, S. Kawachi, K. Shigematsu, "Dynamic Load Approach in Tanker Design", SNAME Transactions, Vol. 100, 1992, pp. 143-172.

[45] I. Watanabe, C. G. Soares, "Comparative study on the time-domain analysis of non-linear ship motions and loads", Marine Structures, 12 (1999) pp. 153-170.

[46] H. Paetzold, O. Doerk, H. Kierkegaard, "Fatigue Behaviour of Different Bracket Connections", Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 2001, pp.1137-1143.

[47] O. D. Dijkstra, G. T. M. Janssen, J. W. L. Ludolphy, "Fatigue Tests on Large Scale Specimens", Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 2001, pp.1145-1151.

[48] J. Parunov, "Prilog matematičkom određivanju ekstremnog valnog opterećenja brodskih konstrukcija", Doktorska disertacija (u pripremi), FSB Zagreb, 2002.

[49] E. Niemi, "Structural Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components", IIW document XIII-WG3-06-99.

[50] R. T. Ogeman, B. L. Josefson, A. Ulfvarson, "Residual Stresses at a Longitudinal Stiffener – Web Frame Intersection and Their Effects on Crack Growth, Marine Structures 8 (1995), pp. 603-616.

[51] W. Fricke, "Single or Double Skin for Bulk Carriers", Practical Design of Ships and Mobile Units, pp. 829-837.

[52] A. J. Berstad, C. M. Larsen, "Long term accumulation of fatigue damage in ship side structures", Practical Design of Ships and Mobile Units, 1998.

[53] C. M. Sonsino, "Overview of the State-of-the-Art on Multiaxial Fatigue of Welds", IIW document XIII-1716-98/XV-981-98, 1998.

[54] B. Blagojević, "Ocjenjivanje zamora brodskih konstrukcija", Magistarski rad, FSB, Zagreb, 2000.

[55] E. Niemi, "Analysis of Variable Amplitude Fatigue Using Equivalent Constant Amplitude Stress Range", IIW document XIII-1622-96.

[56] T. R. Gurney, "Exploratory Investigation of the Significance of the Low Stresses in a Fatigue Loading Spectrum", IIW document XIII-1899-01.

[57] D. Radaj, "Assesment of Fatigue Strength of Nonwelded and Welded Structures Based on Local Parameters", IIW document XIII-1585-95, 1995.

KRATKI ŽIVOTOPIS

Smiljko Rudan rođen je u Puli 8.11.1968. godine. Osnovnu školu i srednju matematičko-informatičku školu završio je u Puli. Godine 1987/88 upisao je studij strojarstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje u Zagrebu, gdje je diplomirao u veljači 1997. godine na smjeru strojarske konstrukcije s radom "Sekundarne rezonancije kod torzijskih vibracija klipnog motora".

Od travnja 1997. godine zaposlen je kao znanstveni novak na Zavodu za brodogradnju i pomorsku tehniku Fakulteta strojarstva i brodogradnje u Zagrebu. U okviru znanstveno-istraživačkog rada bavi se strukturnom analizom brodskih i pomorskih konstrukcija, te sudjeluje u nekoliko složenih strukturnih analiza brodske konstrukcije metodom konačnih elemenata primjenom programskog paketa SESAM.

U tri navrata, početkom 1998., 1999. i 2000. godine, nalazi se na studijskom boravku pri Instituto Superior Tecnico u Lisabonu u Portugalu. Sudjeluje u radu na znanstveno-istraživačkom projektu Evropske zajednice FatHTS, "Fatique Based Design Rules for the Application of High Tensile Steels in Ships".

Služi se engleskim i talijanskim jezikom. Neoženjen je.

CURRICULUM VITAE

Smiljko Rudan was born in Pula on November 8th, 1968. He finished elementary school and mathematics and informatics secondary school in Pula. In the academic year 1988/89 he enrolled in the studies at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture in Zagreb, where he obtained his degree in February 1997 at the Department of Mechanical Engineering with the thesis "Secondary resonance of torsional vibrations in single cylinder engine".

From April 1997 he has been working as a junior researcher at the Department of Naval Architecture and Marine Engineering of the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture in Zagreb. His scientific research work includes the structural analysis of the ship and offshore constructions. He also participates in several complex ship construction structural analyses using finite element method and the SESAM software package.

On three occasions, at the beginning of years 1998, 1999, and 2000, he was a visiting researcher at Instituto Superior Tecnico in Lisbon, Portugal, where he participates in the European Community FatHTS Project "Fatique Based Design Rules for the Application of High Tensile Steels in Ships".

He speaks English and Italian. He is single.

PRILOZI

Prilog A

Pojednostavljeni proračun zamora

Pojednostavljeni proračun zamora za odabrani strukturni detalj, vrh koljena na uzdužnjaku boka tankera s dvostrukom oplatom proračunat je prema DNV Rules for Classification of Ships, Part 3, Chapter 1 i DNV Fatigue Assesment of Ship Structures, 1998.

Osnovne izmjere broda prikazane su u tablici 1.

Tablica 1 – Osnovne izmjere broda

Dužina broda	L = 232 m
Širina broda	B = 42 m
Koeficijent istisnine	C_B = 0.8256
Brzina broda	v = 16 čvorova
Visina broda	D_b = 21.2 m
Vertikalni moment otpora glavnog rebra – paluba	Z_V = 23.1 m^3
Visina neutralne osi iznad osnovke	n_{01} = 8.2 m
Horizontalni moment otpora glavnog rebra – bok	Z_V = 40.1 m^3

Geometrija uzdužnjaka prikazana je u tablici 2.

Tablica 2 – Geometrijske značajke uzdužnjaka

Moment otpora na vrhu pojasa nosača	$Z_S = 0.313 \cdot 10^{-3}$ m^3
Položaj iznad osnovke broda	z = 4.4 m
Efektivna dužina nosača	l = 3447 mm
Dužina stranice koljena	b = 250 mm
Udaljenost žarišne točke od kraja nosača	$x = b/3$ = 83.333 mm
Razmak rebara	l_s = 4000 mm
Razmak uzdužnjaka	s = 840 mm
Debljina oplate	t_p = 12 mm
Visina uzdužnjaka	h = 340 mm
Debljina struka	t_w = 13 mm
Širina pojasa nosača (ekvivalenta)	b_f = 55.3 mm
Debljina pojasa nosača (ekvivalentna)	t_f = 41.3 mm
Debljina koljena	t_b = 12 mm
Debljina poprečnog okvira	t_{fr} = 13 mm
Udaljenost neutralne osi od pojasa nosača	z_{01} = 125 mm

Geometrija okvira prikazana je u tablici 3.

Tablica 3 – Geometrijske značajke okvira

Širina oplate iznad i ispod proveze (oko D/2)	$S = 7000$ mm
Debljina unutarnje oplate	$t_{p2} = 13$ mm
Moment tromosti poprečnog okvira	$I_a = 2.82 \cdot 10^{11}$ mm^4
Moment tromosti uzdužne proveze	$I_b = 6.42 \cdot 10^{11}$ mm^4
Moment otpora poprečnog okvira	$i_a = 82.46 \cdot 10^6$ mm^3
Moment otpora uzdužne proveze	$i_b = 91.71 \cdot 10^6$ mm^3
Udaljenost zavara od neutralne osi dvoboka	$r_a = 1245$ mm
Dužina tanka	$a_t = 24000$ mm
Visina tanka	$b_t = 19920$ mm
Broj upora	0
Širina tanka u dvoboku	$h_{db} = 2700$ mm

Proračun se sastoji iz dva dijela: proračun zamornog oštećenja detalja za potpuno nakrcani brod i proračun zamornog oštećenja detalja broda u balastu. Iako se neke izračunate vrijednosti preklapaju radi preglednosti oba su proračuna priložena u cijelosti.

Proračun zamornog oštećenja za potpuno nakrcan brod

Amplitude vertikalnih momenata savijanja uslijed progiba i pregiba trupa

$$M_{wo,s} = -0.11 f_r k_{wm} C_W L^2 B (C_B + 0.7) \text{ kNm}$$
$$M_{wo,h} = 0.19 f_r k_{wm} C_w L^2 B C_B \text{ kNm}$$

C_W = valni koeficijent

$$C_W = 10.75 - [(300 - L)/100]^{3/2}$$
$$C_W = 10.75 - [(300 - 232)/100]^{3/2} = 10.18926$$

k_{wm} = faktor distribucije momenta između 0.40L i 0.60 L

$$k_{wm} = 1.0$$

f_r = faktor transformacije vjerojatnosti premašivosti opterećenja iz 10^{-8} u 10^{-4}

$$f_r = 0.5^{1/h_0}$$
$$f_r = 0.5^{1/0.9326} = 0.47558$$

h_0 = parametar oblika Weibull-ove razdiobe

$$h_0 = 2.21 - 0.54 \log(L)$$
$$h_0 = 2.21 - 0.54 \log(232) = 0.9326$$

$$M_{wo,s} = -0.11 \cdot 0.47558 \cdot 1.0 \cdot 10.18926 \cdot 232^2 \cdot 42 \cdot (0.8256 + 0.7) = -1838349 \text{ kNm}$$
$$M_{wo,h} = 0.19 \cdot 0.47558 \cdot 1.0 \cdot 10.18926 \cdot 232^2 \cdot 42 \cdot 0.8256 = 1718375 \text{ kNm}$$

Amplituda horizontalnog momenta savijanja trupa:

$$M_H = 0.22 f_r L^{9/4} (T_{act} + 0.3B) C_B (1 - \cos(2\pi x / L))$$

x = udaljenost strukturnog detalja od krmene okomice

$$x = 100.85 \text{ m}$$

T_{act} = gaz potpuno nakrcanog broda

$$T_{act} = 14.25 \text{ m}$$

$$M_H = 0.22 \cdot 0.47558 \cdot 232^{9/4} (14.25 + 0.3 \cdot 42) \cdot 0.8256 (1 - \cos(2\pi \cdot 100.85 / 232)) = 933971 \text{kNm}$$

Vanjski hidrodinamički tlak

$p_e = r_p p_d$

p_d = amplituda dinamičkog tlaka ispod vodne linije

$$p_d = \max\begin{cases} p_{dp} \\ p_{dr} \end{cases}$$

p_{dp} = kombinirani tlak uslijed pretežitog posrtanja broda

$$p_{dp} = p_l + 135\frac{|\bar{y}|}{B+75} - 1.2(T_{act} - z_w) \text{ kN/m}^2$$

p_{dr} = kombinirani tlak uslijed pretežitog ljuljanja broda

$$p_{dr} = 10\left[|y|\frac{\phi}{2} + C_B\frac{|y|+k_f}{16}\left(0.7 + 2\frac{z_w}{T_{act}}\right)\right] \text{ kN/m}^2$$

p_l = komponenta tlaka

$p_l = k_s C_W + k_f$ [kN/m^2]

k_s = koeficijent

$k_s = 3 \cdot C_B$

$k_s = 3 \cdot 0.8256 = 2.4768$

k_f = manja od dvije vrijednosti: T_{act} i f

$k_f = 8.1514$

f = ili udaljenost od vodne linije do vrha boka ili $f = 0.8 \cdot C_W$

$f = 0.8 \cdot C_W$ [m]

$f = 0.8 \cdot 10.18926 = 8.1514$ m

$p_l = 2.4768 \cdot 10.18926 + 8.1514 = 33.3883 \text{ kN/m}^2$

z_w = vertikalna udaljenost od osnovke do strukturnog detalja

$z_w = 4.4$ m

y = horizontalna udaljenost od simetrale broda do strukturnog detalja

$y = 21$ m

$\bar{y} = y$

$\bar{y} = 21$ m

ϕ = amplituda kuta ljuljanja

$\phi = 50c/(B+75)$ rad

$c = (1.25 - 0.025T_R)\cdot k$

$c = (1.25 - 0.025\cdot 14.59)\cdot 1.0 = 0.8852$

T_R = period ljuljanja

$T_R = 2k_r/\sqrt{GM}$ s

k_r = polumjer ljuljanja

$k_r = 0.39B$ m

$k_r = 0.39\cdot 42 = 16.38$ m

GM = metacentarska visina

$GM = 0.12B$ m

$GM = 0.12\cdot 42 = 5.04$ m

$T_R = 2\cdot 16.38/\sqrt{5.04} = 14.59$ s

$\phi = 50\cdot 0.8852/(42+75) = 0.3783$ rad

v brzina broda u čvorovima

$v = 16$ čvorova

$$p_{dp} = 33.3882 + 135\frac{21}{42+75} - 1.2(14.25 - 4.4) = 45.7879 \text{ kN/m}^2$$

$$p_{dr} = 10\left[21\frac{0.3783}{2} + 0.8256\frac{21+8.1514}{16}\left(0.7 + 2\frac{4.4}{14.25}\right)\right] = 59.5386 \text{ kN/m}^2$$

$$p_d = 59.5386 \text{ kN/m}^2$$

r_p = faktor smanjenja amplitude tlaka

$r_p = 1$ za $z = 4.4 < T_{act} - z_{wl} = 14.25 - 5.9919 = 8.2581$ m

z_{wl} = udaljenost od vodne linije

$$z_{wl} = \frac{3}{4}\frac{p_{dt}}{\rho g}$$

$\rho = 1.025$ kg/m^3

$$p_{dt} = \max\begin{cases} p_{dp} \\ p_{dr} \end{cases}, \text{ za } z_w = T_{act}$$

$p_{dp} = 57.61893$ kN/m^2

$p_{dr} = 80.33373$ kN/m^2

$$p_{dt} = 80.33373 \text{ kN/m}^2$$

$$z_{wl} = \frac{3}{4}\frac{p_{dt}}{\rho g} = \frac{3}{4}\frac{80.33373}{1.025 * 9.81} = 5.9919 \text{ m}$$

$$p_e = 1.0 \cdot 59.53865 = 59.53865 \text{ kN/m}^2$$

Unutarnji hidrodinamički tlak

Unutanji tlak uslijed zapljuskivanja tekućine u tankovima:

$$p_i = f_a \max \begin{cases} p_1 = \rho\, a_v h_s \\ p_2 = \rho\, a_t |y_s| \\ p_3 = \rho\, a_l |x_s| \end{cases}$$

p_1 = tlak uslijed vertikalnog ubrzanja tekućine

a_v = vertikalno ubrzanje
a_v = 2.6587 m/s^2 (ubrzanja su izračunata zasebno, dalje u tekstu)

h_s = vertikalna udaljenost detalja od slobodne površine tekućine u tanku
$h_s = 16.6$ m

$$p_1 = 1.025 \cdot 2.6578 \cdot 16.6 = 45.2384 \text{ kN/m}^2$$

p_2 = tlak uslijed ubrzanja tekućine u poprečnom smislu

a_t = poprečno ubrzanje
$a_t = 3.8073 \text{ m/s}^2$

$|y_s|$ = poprečna udaljenost detalja od točke središta slobodne površine tekućine
$y_s = 11.85$ m

$$p_2 = 1.025 \cdot 3.8073 \cdot 11.85 = 46.2446 \text{ kN/m}^2$$

p_3 = tlak uslijed ubrzanja tekućine u uzdužnom smislu

a_l = uzdužno ubrzanje
$a_t = 3.7251 \text{ m/s}^2$

$|x_s|$ = uzdužna udaljenost detalja od točke središta slobodne površine tekućine
$x_s = 12.0$ m

$$p_3 = 1.025 \cdot 3.7251 \cdot 12.0 = 45.8185 \text{ kN/m}^2$$

f_a = faktor transformacije vjerojatnosti premašivosti opterećenja iz 10^{-8} u 10^{-4}

$$f_a = 0.5^{1/h}$$

$$h = h_0 + 0.05$$

$$h = 2.26 - 0.54 \log[232] = 0.9826$$

$$f_a = 0.5^{1/0.9826} = 0.4939$$

$$p_i = 0.4939 \cdot 46.2446 = 22.8408 \text{ kN/m}^2$$

Gibanja i ubrzanja broda

Kombinirana ubrzanja

a_t = kombinirano ubrzanje u poprečnom smislu

$$a_t = \sqrt{a_y^2 + \left(g_0 \sin\phi + a_{ry}\right)^2}$$

a_l = kombinirano ubrzanje u uzdužnom smislu

$$a_l = \sqrt{a_x^2 + \left(g_0 \sin\theta + a_{px}\right)^2}$$

a_v = kombinirano vertikalno ubrzanje

$$a_v = \max\begin{cases}\sqrt{a_{rz}^2 + a_z^2} \\ \sqrt{a_{pz}^2 + a_z^2}\end{cases}$$

a_x = ubrzanje uslijed zalijetanja broda

$$a_x = 0.2 g a_0 \sqrt{C_B} \text{ m/s}^2$$

a_0 = konstanta ubrzanja

$$a_0 = 3C_W / L + C_V v / \sqrt{L} \text{ m/s}^2$$

$$C_V = \sqrt{L}/50 \text{ ili najviše } 0.2$$

$$C_V = 0.2$$

$$a_0 = 3 \cdot 10.1892 / 232 + 0.2 \cdot 16 / \sqrt{232} = 0.3418 \text{ m/s}^2$$

$a_x = 0.2 \cdot 9.81 \cdot 0.3418\sqrt{0.8256} = 0.6094\ \text{m/s}^2$

a_y = ubrzanje uslijed zanošenja i zaošijanja broda

$a_y = 0.3ga_0\ \text{m/s}^2$

$a_y = 0.3 \cdot 9.81 \cdot 0.3418 = 1.0061\ \text{m/s}^2$

a_z = ubrzanje uslijed poniranja broda

$a_z = 0.7ga_0 / \sqrt{C_B}\ \text{m/s}^2$

$a_z = 0.7 \cdot 9.81 \cdot 0.3418 / \sqrt{0.8256} = 2.5835\ \text{m/s}^2$

a_{ry} = horizontalna komponenta ubrzanja uslijed ljuljanja broda

$a_{ry} = \phi(2\pi / T_R)^2 R_{RZ}$

R_{RZ} = vertikalna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{RZ} = 0.697\ \text{m}$

$a_{ry} = 0.3782 \cdot (2\pi / 14.5924)^2 \cdot 0.697 = 0.04888\ \text{m/s}^2$

a_{rz} = vertikalna komponenta ubrzanja uslijed ljuljanja broda

$a_{rz} = \phi(2\pi / T_R)^2 R_{RY}$

R_{RY} = poprečna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{RY} = 8.875\ \text{m}$

$a_{rz} = 0.3782 \cdot (2\pi / 14.5924)^2 \cdot 8.875 = 0.6224\ \text{m/s}^2$

a_{px} = uzdužna komponenta ubrzanja uslijed posrtanja broda

$a_{px} = \theta \cdot (2\pi / T_P)^2 R_{PZ}$

T_P = period posrtanja

$T_P = 1.8\sqrt{L/g}$ s

$T_P = 1.8\sqrt{232/9.81} = 8.7535$ s

θ = amplituda kuta posrtanja

$\theta = 0.25a_0 / C_B$ [rad]

$\theta = 0.25 \cdot 0.3418 / 0.8256 = 0.1035$ rad

R_{PZ} = vertikalna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{PZ} = 0.697\ \text{m}$

$$a_{px} = 0.1035 \cdot (2\pi / 8.7535)^2 \cdot 0.697 = 0.037173 \text{ m/s}^2$$

a_{pz} = vertikalna komponenta ubrzanja uslijed posrtanja broda

$$a_{pz} = \theta \cdot (2\pi / T_P)^2 R_{PX} \text{ m/s}^2$$

R_{PX} = udužna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{PX} = 8.45 \text{ m}$

$$a_{pz} = 0.1035 \cdot (2\pi / 8.7535)^2 8.45 = 0.450667 \text{ m/s}^2$$

$$a_t = \sqrt{1.0061^2 + (9.81 \sin(0.3782) + 0.04888)^2} = 3.8073 \text{ m/s}^2$$

$$a_l = \sqrt{0.6094^2 + (9.81 \sin(0.1035) + 0.05178)^2} = 1.2274 \text{ m/s}^2$$

$$a_v = \max \begin{cases} \sqrt{0.6224^2 + 2.5835^2} = 2.6574 \\ \sqrt{0.45067^2 + 2.5835^2} = 2.6225 \end{cases}$$

$$a_v = 2.6574 \text{ m/s}^2$$

Faktori koncentracije naprezanja

$$K_{axial} = K_g K_W$$

K_g = faktor koncentracije naprezanja uslijed makrogeometrijskog diskontinuiteta

$K_g = 1.4$

K_w = faktor koncentracije naprezanja uslijed prisutnosti geometrije zavara

$K_w = 1.5$

$$K_{axial} = 1.4 \cdot 1.5 = 2.1$$

$$K_{lateral} = K_g K_W K_{n2}$$

K_{n2} = faktor koncentracije naprezanja uslijed nesimetričnosti profila

$$K_{n2} = \left(1 + \gamma\beta^2\right)/\left(1 + \gamma\beta^2\psi\right)$$

$$\beta = 1 - t_W / b_f$$

$$\beta = 1 - 12/55.3 = 0.783$$

$$\psi = \left(h - t_f\right)^2 t_W /\left(4Z_S\right)$$

$$\psi = \left(340 - 41.3\right)^2 \cdot 12 /\left(4 \cdot 3.13 \cdot 10^{-4}\right) = 0.855$$

$$\mu = l^4 /\left(b_f^3 t_f h^2 \left(4h/t_W^3 + s/t_p^3\right)\right)$$

$$\mu = 3447^4 /\left(250^3 \cdot 41.3 \cdot 340^2 \left(4 \cdot 340/12^3 + 840/13^3\right)\right) = 149.53$$

$$\gamma = 3\left(1 - \left(\mu/280\right)\right)/\left(1 + \left(\mu/40\right)\right)$$

$$\gamma = 3\left(1 - \left(158.22/280\right)\right)/\left(1 + \left(158.22/40\right)\right) = 0.295$$

$$K_{n2} = \left(1 + 0.295 \cdot 0.783^2\right)/\left(1 + 0.295 \cdot 0.783^2 \cdot 0.855\right) = 1.022689$$

$$K_{lateral} = 1.4 \cdot 1.5 \cdot 1.022689 = 2.1476$$

Lokalna naprezanja uslijed hidrodinamičkog opterećenja oplate

σ_{2A} = naprezanje uslijed savijanja uzdužnjaka

σ_{2A}' = naprezanje uslijed savijanja uzdužnjaka zbog djelovanja hidrodinamičkog tlaka

σ_{δ} = naprezanje uslijed relativnog progiba poprečnog okvira i pregrade

σ_{2} = naprezanje uslijed savijanja trupa (s dvostrukom oplatom)

$$\sigma_{2A} = K_{lateral}\frac{M}{Z_S} + K_{aksial}\frac{m_{\delta}EI}{l^2 Z_S}r_{\delta} = \sigma_{2A}' + \sigma_{\delta}$$

$$\sigma_{2A}' = K_{lateral}\frac{M}{Z_S}$$

M = moment savijanja na vrhu koljena uzdužnjaka

$$M = \frac{psl^2}{12}r_p$$

r_p = faktor smanjenja momenta

$$r_p = 6\left(\frac{x}{l}\right)^2 - 6\left(\frac{x}{l}\right) + 1.0$$

$$r_p = 6\left(\frac{83.333}{3447}\right)^2 - 6\left(\frac{83.333}{3447}\right) + 1.0 = 0.8585$$

p = jedinični tlak

$p = 1$ kN/m^2

$$M = \frac{1.0\cdot 10^{-3}\cdot 840\cdot 3447^2}{12}0.8585 = 714037\,\text{N/mm}^2$$

$$\sigma_{2A}' = 2.1476\frac{714307}{3.13\cdot 10^5} = 4.8991\,\text{N/mm}^2$$

$$\sigma_{\delta} = K_{axial}\frac{m_{\delta}Ez_{01}}{l^2}r_{\delta}\delta$$

r_{δ} = faktor smanjenja momenta

$$r_{\delta} = 1 - 2\left(\frac{x}{l}\right)$$

$$r_{\delta} = 1 - 2\left(\frac{83.333}{3447}\right) = 0.9516$$

δ = relativni progib između okvirnog rebra i pregrade

$$\delta = \left(1 - \left(1 - \frac{2z}{D_b}\right)^2\right)\delta_m$$

$$\delta_m = \frac{0.3 S l_S^2 D_b}{E\sqrt{i_a i_b}\sqrt{1+N_S}}\, p_e$$

$$\delta_m = \frac{0.3 \cdot 7000 \cdot 4000^2 \cdot 21.2 \cdot 10^3}{2.1 \cdot 10^5 \sqrt{7.05 \cdot 10^7 \cdot 9.17 \cdot 10^7}\sqrt{1+0}} 1 \cdot 10^{-3} = 0.04218 \text{ mm}$$

$$\delta = \left(1 - \left(1 - \frac{2 \cdot 4.4}{21.2}\right)^2\right) \cdot 0.04218 = 0.02775 \text{ mm}$$

$$\sigma_\delta = 2.1 \frac{4.4 \cdot 2.1 \cdot 10^5 \cdot 125}{3447^2} 0.9516 \cdot 0.02775 = 0.5391 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_2 = K_{axial} \frac{K_b p_e b^2 r_a}{\sqrt{i_a i_b}}$$

ρ = faktor omjera

$$\rho = \frac{a_t}{b_t} \sqrt[4]{\frac{i_b}{i_a}}$$

$$\rho = \frac{24000}{19920} \sqrt[4]{\frac{9.17 \cdot 10^7}{7.05 \cdot 10^7}} = 1.287$$

K_b = koeficijent savojnog naprezanja

$$K_b = 0.09747$$

$$\sigma_2 = 2.1 \frac{0.09747 \cdot 1 \cdot 10^{-3} \cdot 19920^2 \cdot 1245}{\sqrt{7.05 \cdot 10^7 \cdot 9.17 \cdot 10^7}} = 1.2577 \text{ N/mm}^2$$

Ukupno lokalno naprezanje

$$\Delta\sigma_l = 2\sqrt{\sigma_e^2 + \sigma_i^2 + 2\rho_p \sigma_e \sigma_i}$$

σ_e = ukupno naprezanje uslijed vanjskog hidrodinamičkog opterećenja

$$\sigma_e = -p_e \sigma_{2A}' - p_{e,\delta}\sigma_\delta + p_{e,dh}\sigma_2$$

$$p_{e,\delta} = p_e$$
$$p_{e,\delta} = 58.144\,\text{kN/m}^2$$

$$p_{e,dh} = p_e T_{act} / D_b$$
$$p_{e,dh} = 58.144 \cdot 14.25 / 21.2 = 39.083\,\text{kN/m}^2$$

$$\sigma_e = -58.144 \cdot 4.8991 - 58.144 \cdot 0.53912 + 39.083 \cdot 1.2577 = -284.85\,\text{kN/m}^2$$

σ_i = ukupno naprezanje uslijed unutarnjeg hidrodinamičkog opterećenja

$$\sigma_i = p_i \sigma_{2A}' + p_{i,\delta}\sigma_\delta - p_{i,dh}\sigma_2$$

$$p_i = 0$$

$$p_{i.dh} = 2p_2$$
$$p_{i.dh} = 2 \cdot 46.245 = 92.489\,\text{kN/m}^2$$

$$p_{i.\delta} = p_{i.dh}$$

$$\sigma_i = 92.489 \cdot 0.5391 - 92.489 \cdot 1.2577 = -66.457\,\text{kN/m}^2$$

x, y, z = udaljenost detalja od ishodišta koordinatnog sustava broda

$$\rho_p = \frac{1}{2} - \frac{z}{10T_{act}} + \frac{|x|}{4L} + \frac{|y|}{4B} - \frac{|x|z}{5LT_{act}}$$
$$\rho_p = \frac{1}{2} - \frac{4.4}{10 \cdot 14.25} + \frac{|15.15|}{4 \cdot 232} + \frac{|20.648|}{4 \cdot 42} - \frac{|15.15|4.4}{5 \cdot 232 \cdot 14.25} = 0.60432$$

$$\Delta\sigma_l = 2\sqrt{-284.85^2 - 66.457^2 + 2 \cdot 0.60432 \cdot 284.85 \cdot 66.457} = 623.47\,\text{kN/m}^2$$

Ukupna globalna naprezanja

$$\Delta\sigma_G = \sqrt{\Delta\sigma_V^2 + \Delta\sigma_{hg}^2 + 2\rho\Delta\sigma_V\Delta\sigma_{hg}}$$

$\Delta\sigma_V$ = raspon vertikalnih globalnih naprezanja

$$\Delta\sigma_V = K_{aksial}\left(M_{WO,h} - M_{WO,s}\right)\frac{\left(z - n_{01}\right)}{I_v}$$

I_v = moment tromosti poprečnog presjeka trupa oko osi y

$$I_v = Z_v\left(D_b - n_{01}\right)$$

$$I_v = 23.1\left(21.2 - 8.2\right) = 300.3 \text{ m}^4$$

$$\Delta\sigma_V = 2.1\left(1718375 + 1838349\right)\frac{\left(4.4 - 8.2\right)}{300.3}1\cdot10^{-3} = -94.514 \text{ N/mm}^2$$

$\Delta\sigma_{hg}$ = raspon horizontalnih globalnih naprezanja

$$\Delta\sigma_{hg} = K_{aksial}2M_H\frac{|y|}{I_h}$$

I_h = moment tromosti poprečnog presjeka trupa oko osi z

$$I_h = Z_h B/2$$

$$I_h = 40.1\cdot42/2 = 842.1 \text{ m}^4$$

$$\Delta\sigma_{hg} = 2.1\cdot2\cdot933971.5\frac{|20.648|}{842.1}1\cdot10^{-3} = 96.182 \text{ N/mm}^2$$

$$\rho_{vh} = 0.1$$

$$\Delta\sigma_G = \sqrt{-94.514^2 + 96.182^2 + 2\cdot0.1\cdot(-94.514)\cdot96.182} = 127.93 \text{ N/mm}^2$$

Kombinirana žarišna naprezanja

$$\Delta\sigma = 0.8\max\begin{cases}\Delta\sigma_g + b_k\Delta\sigma_l \\ a_k\Delta\sigma_g + \Delta\sigma_l\end{cases}$$

a_k, b_k = faktori kombinacije opterećenja

$$a_k = b_k = 0.6$$

$$\Delta\sigma = 0.8\max\begin{cases}127.93 + 0.6\cdot623.47 \\ 0.6\cdot127.93 + 623.47\end{cases}$$

$$\Delta\sigma = 560.18 \text{ N/mm}^2$$

Raspon naprezanja korigiran za faktor srednjeg naprezanja

$$\Delta\sigma_0 = f_m \Delta\sigma$$
$$\Delta\sigma_0 = 0.85 \cdot 560.18 = 476.16 \text{ N/mm}^2$$

Dugoročna razdioba naprezanja

h = Weibull parametar oblika
$$h = h_0 + h_a z / T_{act} - 0.005(T_{act} - z)$$

h_a = faktor ovisan o periodu ljuljanja T_R
$$h_a = 0$$

$$h_0 = 2.21 - 0.54 \log(L)$$
$$h_0 = 2.21 - 0.54 \log(232) = 0.932636$$

$$h = 0.932636 - 0.005(14.15 - 4.4) = 0.883386$$

Akumulacija zamornog oštećenja

$$D = \frac{\nu_0 T_d}{\overline{a}} p_{full} q_{full}^{\ m} \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right)$$

$\nu_0 T_d$ = broj ciklusa naprezanja u 20 godina
$$\nu_0 T_d = \frac{20 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600}{4 \log(L)}$$
$$\nu_0 T_d = \frac{20 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600}{4 \log(232)} = 6.67 \cdot 10^7$$

$$\Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) = 10.086$$

q_{full} = Weibull parametar mjerila
$$q_{full} = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}}$$
$$q_{full} = \frac{476.16}{(\ln 1 \cdot 10^4)^{1/0.883386}} = 38.564$$

$$D = \frac{6.67 \cdot 10^7}{2.40 \cdot 10^{12}} 0.5 \cdot 38.564^3 \cdot 10.086 = 8.040$$

Proračun zamornog oštećenja za brod u balastu

Amplitude vertikalnih momenata savijanja uslijed progiba i pregiba trupa

$$M_{wo,s} = -0.11 f_r k_{wm} C_W L^2 B (C_B + 0.7) \text{ kNm}$$
$$M_{wo,h} = 0.19 f_r k_{wm} C_w L^2 B C_B \text{ kNm}$$

C_W = valni koeficijent

$$C_W = 10.75 - [(300 - L)/100]^{3/2}$$
$$C_W = 10.75 - [(300 - 232)/100]^{3/2} = 10.18926$$

k_{wm} = faktor distribucije momenta između 0.40L i 0.60 L

$$k_{wm} = 1.0$$

f_r = faktor transformacije vjerojatnosti premašivosti opterećenja iz 10^{-8} u 10^{-4}

$$f_r = 0.5^{1/h_0}$$
$$f_r = 0.5^{1/0.9326} = 0.47558$$

h_0 = parametar oblika Weibull-ove razdiobe

$$h_0 = 2.21 - 0.54 \log(L)$$
$$h_0 = 2.21 - 0.54 \log(232) = 0.9326$$

$$M_{wo,s} = -0.11 \cdot 0.47558 \cdot 1.0 \cdot 10.18926 \cdot 232^2 \cdot 42 \cdot (0.8256 + 0.7) = -1838349 \text{ kNm}$$
$$M_{wo,h} = 0.19 \cdot 0.47558 \cdot 1.0 \cdot 10.18926 \cdot 232^2 \cdot 42 \cdot 0.8256 = 1718375 \text{ kNm}$$

Amplituda horizontalnog momenta savijanja trupa

$$M_H = 0.22 f_r L^{9/4} (T_{act} + 0.3B) C_B (1 - \cos(2\pi x / L))$$

x = udaljenost strukturnog detalja od krmene okomice

$$x = 100.85 \text{ m}$$

T_{act} = gaz broda u balastu

$$T_{act} = 8.1 \text{ m}$$

$$M_H = 0.22 \cdot 0.47558 \cdot 232^{9/4} (8.1 + 0.3 \cdot 42) \cdot 0.8256 (1 - \cos(2\pi \cdot 100.85 / 232)) = 720045.1 \text{ kNm}$$

Vanjski hidrodinamički tlak

$p_e = r_p p_d$

p_d = amplituda dinamičkog tlaka ispod vodne linije

$$p_d = \max\begin{cases} p_{dp} \\ p_{dr} \end{cases}$$

p_{dp} = kombinirani tlak uslijed pretežitog posrtanja broda

$$p_{dp} = p_l + 135\frac{|\bar{y}|}{B+75} - 1.2(T_{act} - z_w) \text{ kN/m}^2$$

p_{dr} = kombinirani tlak uslijed pretežitog ljuljanja broda

$$p_{dr} = 10\left[|y|\frac{\phi}{2} + C_B\frac{|y|+k_f}{16}\left(0.7 + 2\frac{z_w}{T_{act}}\right)\right] \text{ kN/m}^2$$

p_l = komponenta tlaka

$$p_l = k_s C_W + k_f \text{ kN/m}^2$$

k_s = koeficijent

$$k_s = 3 \cdot C_B$$

$$k_s = 3 \cdot 0.8256 = 2.4768$$

k_f = manja od dvije vrijednosti: T_{act} i f

$$k_f = 8.1$$

f = ili udaljenost od vodne linije do vrha boka ili $f = 0.8 \cdot C_W$

$$f = 0.8 \cdot C_W \text{ [m]}$$

$$f = 0.8 \cdot 10.18926 = 8.1514 \text{ m}$$

$$p_l = 2.4768 \cdot 10.18926 + 8.1 = 33.3367 \text{ kN/m}^2$$

z_w = vertikalna udaljenost od osnovke do strukturnog detalja

$$z_w = 4.4 \text{ m}$$

y = horizontalna udaljenost od simetrale broda do strukturnog detalja

$$y = 21 \text{ m}$$

$$\bar{y} = y$$

$$\bar{y} = 21 \text{ m}$$

ϕ = amplituda kuta ljuljanja

$\phi = 50c/(B+75)$ rad

$c = (1.25 - 0.025T_R)\cdot k$

$c = (1.25 - 0.025\cdot 8.7996)\cdot 1.0 = 1.03001$

T_R = period ljuljanja

$T_R = 2k_r/\sqrt{GM}$ s

k_r = polumjer ljuljanja

$k_r = 0.39B$ m

$k_r = 0.39\cdot 42 = 16.38$ m

GM = metacentarska visina

$GM = 0.33B$ m

$GM = 0.33\cdot 42 = 13.86$ m

$T_R = 2\cdot 16.38/\sqrt{13.86} = 8.7996$ s

$\phi = 50\cdot 1.03001/(42+75) = 0.440175$ rad

v brzina broda u čvorovima

$v = 16$ čvorova

$$p_{dp} = 33.3367 + 135\frac{21}{42+75} - 1.2(8.1-4.4) = 53.1275 \text{ kN/m}^2$$

$$p_{dr} = 10\left[21\frac{0.440175}{2} + 0.8256\frac{21+8.1}{16}\left(0.7 + 2\frac{4.4}{8.1}\right)\right] = 73.0426 \text{ kN/m}^2$$

$p_d = 73.0426$ kN/m^2

r_p = faktor smanjenja amplitude tlaka

$r_p = 0.785878$ za $T_{act} - z_{wl} < z < T_{act} + z_{wl} = 1.628714 < z < 14.5713$ m

z_{wl} = udaljenost od vodne linije

$$z_{wl} = \frac{3}{4}\frac{p_{dt}}{\rho g}$$

$\rho = 1.025$ kg/m^3

$p_{dt} = \max\begin{cases} p_{dp} \\ p_{dr} \end{cases}$, za $z_w = T_{act}$

$p_{dp} = 53.12752$ kN/m^2

$p_{dr} = 73.04258$ kN/m^2

$$p_{dt} = 86.76053 \text{ kN/m}^2$$

$$z_{wl} = \frac{3}{4}\frac{p_{dt}}{\rho g} = \frac{3}{4}\frac{86.76053}{1.025 * 9.81} = 6.471286 \text{ m}$$

$$p_e = 0.785878 \cdot 73.04258 = 57.40257 \text{ kN/m}^2$$

Unutarnji hidrodinamički tlak

Unutanji tlak uslijed zapljuskivanja tekućine u tankovima

$$p_i = f_a \max \begin{cases} p_1 = \rho\, a_v h_s \\ p_2 = \rho\, a_t |y_s| \\ p_3 = \rho\, a_l |x_s| \end{cases}$$

p_1 = tlak uslijed vertikalnog ubrzanja tekućine

a_v = vertikalno ubrzanje
$a_v = 4.3358 \text{ m/s}^2$ (ubrzanja su izračunata zasebno, dalje u tekstu)

h_s = vertikalna udaljenost detalja od slobodne površine tekućine u tanku
$h_s = 16.6$ m

$$p_1 = 1.025 \cdot 4.3358 \cdot 16.6 = 73.774 \text{ kN/m}^2$$

p_2 = tlak uslijed ubrzanja tekućine u poprečnom smislu

a_t = poprečno ubrzanje
$a_t = 4.89626 \text{ m/s}^2$

$|y_s|$ = poprečna udaljenost detalja od točke središta slobodne površine tekućine
$y_s = 1.35$ m

$$p_2 = 1.025 \cdot 4.89626 \cdot 1.35 = 6.7752 \text{ kN/m}^2$$

p_3 = tlak uslijed ubrzanja tekućine u uzdužnom smislu

a_l = uzdužno ubrzanje
$a_t = 1.36036 \text{ m/s}^2$

$|x_s|$ = uzdužna udaljenost detalja od točke središta slobodne površine tekućine
$x_s = 12.0$ m

$$p_3 = 1.025 \cdot 1.36036 \cdot 12.0 = 16.73242 \text{ kN/m}^2$$

f_a = faktor transformacije vjerojatnosti premašivosti opterećenja iz 10^{-8} u 10^{-4}

$$f_a = 0.5^{1/h}$$

$$h = h_0 + 0.05$$

$$h = 2.26 - 0.54 \log[232] = 0.9826$$

$$f_a = 0.5^{1/0.9826} = 0.4939$$

$$p_i = 0.4939 \cdot 73.7746 = 36.4383 \text{ kN/m}^2$$

Gibanja i ubrzanja broda

Kombinirana ubrzanja

a_t = kombinirano ubrzanje u poprečnom smislu

$$a_t = \sqrt{a_y^2 + (g_0 \sin\phi + a_{ry})^2}$$

a_l = kombinirano ubrzanje u uzdužnom smislu

$$a_l = \sqrt{a_x^2 + (g_0 \sin\theta + a_{px})^2}$$

a_v = kombinirano vertikalno ubrzanje

$$a_v = \max\begin{cases} \sqrt{a_{rz}^2 + a_z^2} \\ \sqrt{a_{pz}^2 + a_z^2} \end{cases}$$

a_x = ubrzanje uslijed zalijetanja broda

$$a_x = 0.2 g a_0 \sqrt{C_B} \text{ [m/s}^2\text{]}$$

a_0 = konstanta ubrzanja

$$a_0 = 3C_W / L + C_V v / \sqrt{L} \text{ m/s}^2$$

$$C_V = \sqrt{L}/50 \text{ ili najviše } 0.2$$

$$C_V = 0.2$$

$$a_0 = 3 \cdot 10.1892 / 232 + 0.2 \cdot 16 / \sqrt{232} = 0.3418 \text{ m/s}^2$$

$a_x = 0.2 \cdot 9.81 \cdot 0.3418\sqrt{0.8256} = 0.6094\,\text{m/s}^2$

a_y = ubrzanje uslijed zanošenja i zaošijanja broda

$a_y = 0.3ga_0$ [m/s^2]

$a_y = 0.3 \cdot 9.81 \cdot 0.3418 = 1.0061$ m/s^2

a_z = ubrzanje uslijed poniranja broda

$a_z = 0.7ga_0 / \sqrt{C_B}$ [m/s^2]

$a_z = 0.7 \cdot 9.81 \cdot 0.3418 / \sqrt{0.8256} = 2.5835\,\text{m/s}^2$

a_{ry} = horizontalna komponenta ubrzanja uslijed ljuljanja broda

$a_{ry} = \phi(2\pi / T_R)^2 R_{RZ}$

R_{RZ} = vertikalna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{RZ} = 2.726\,\text{m}$

$a_{ry} = 0.440175 \cdot (2\pi / 8.7996)^2 \cdot 2.726 = 0.611768\,\text{m/s}^2$

a_{rz} = vertikalna komponenta ubrzanja uslijed ljuljanja broda

$a_{rz} = \phi(2\pi / T_R)^2 R_{RY}$

R_{RY} = poprečna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{RY} = 15.516\,\text{m}$

$a_{rz} = 0.440175 \cdot (2\pi / 8.7996)^2 \cdot 15.516 = 3.4821\,\text{m/s}^2$

a_{px} = uzdužna komponenta ubrzanja uslijed posrtanja broda

$a_{px} = \theta \cdot (2\pi / T_P)^2 R_{PZ}$

T_P = period posrtanja

$T_P = 1.8\sqrt{L/g}$ s

$T_P = 1.8\sqrt{232/9.81} = 8.7535$ s

θ = amplituda kuta posrtanja

$\theta = 0.25a_0 / C_B$ rad

$\theta = 0.25 \cdot 0.3418 / 0.8256 = 0.1035$ rad

R_{PZ} = vertikalna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$R_{PZ} = 2.726\,\text{m}$

$$a_{px} = 0.1035 \cdot (2\pi / 8.7535)^2 \cdot 2.726 = 0.14537 \text{ m/s}^2$$

a_{pz} = vertikalna komponenta ubrzanja uslijed posrtanja broda

$$a_{pz} = \theta \cdot (2\pi / T_P)^2 R_{PX} \text{ m/s}^2$$

R_{PX} = udužna udaljenost od osi rotacije do točke središta mase tanka

$$R_{PX} = 8.45 \text{ m}$$

$$a_{pz} = 0.1035 \cdot (2\pi / 8.7535)^2 8.45 = 0.45067 \text{ m/s}^2$$

$$a_t = \sqrt{1.0061^2 + (9.81 \sin(0.440175) + 0.61176)^2} = 4.89626 \text{ m/s}^2$$

$$a_l = \sqrt{0.6094^2 + (9.81 \sin(0.1035) + 0.14537)^2} = 1.30951 \text{ m/s}^2$$

$$a_v = \max \begin{cases} \sqrt{3.4821^2 + 2.5835^2} = 4.3358 \\ \sqrt{0.45067^2 + 2.5835^2} = 2.6225 \end{cases}$$

$$a_v = 4.3358 \text{ m/s}^2$$

Faktori koncentracije naprezanja

$K_{axial} = K_g K_W$

K_g = faktor koncentracije naprezanja uslijed makrogeometrijskog diskontinuiteta
$K_g = 1.4$

K_w = faktor koncentracije naprezanja uslijed prisutnosti geometrije zavara
$K_w = 1.5$

$K_{axial} = 1.4 \cdot 1.5 = 2.1$

$K_{lateral} = K_g K_W K_{n2}$

K_{n2} = faktor koncentracije naprezanja uslijed nesimetričnosti profila
$K_{n2} = \left(1 + \gamma\beta^2\right)/\left(1 + \gamma\beta^2\psi\right)$

$\beta = 1 - t_W / b_f$
$\beta = 1 - 12/55.3 = 0.783$

$\psi = \left(h - t_f\right)^2 t_W /\left(4Z_S\right)$
$\psi = \left(340 - 41.3\right)^2 \cdot 12/\left(4 \cdot 3.13 \cdot 10^{-4}\right) = 0.855$

$\mu = l^4 /\left(b_f^3 t_f h^2 \left(4h/t_W^3 + s/t_p^3\right)\right)$
$\mu = 3447^4 /\left(250^3 \cdot 41.3 \cdot 340^2 \left(4 \cdot 340/12^3 + 840/13^3\right)\right) = 149.53$

$\gamma = 3\left(1 - \left(\mu/280\right)\right)/\left(1 + \left(\mu/40\right)\right)$
$\gamma = 3\left(1 - \left(158.22/280\right)\right)/\left(1 + \left(158.22/40\right)\right) = 0.295$

$K_{n2} = \left(1 + 0.295 \cdot 0.783^2\right)/\left(1 + 0.295 \cdot 0.783^2 \cdot 0.855\right) = 1.022689$

$K_{lateral} = 1.4 \cdot 1.5 \cdot 1.022689 = 2.1476$

Lokalna naprezanja uslijed hidrodinamičkog opterećenja oplate

σ_{2A} = naprezanje uslijed savijanja uzdužnjaka

σ_{2A}' = naprezanje uslijed savijanja uzdužnjaka zbog djelovanja hidrodinamičkog tlaka

σ_{δ} = naprezanje uslijed relativnog progiba poprečnog okvira i pregrade

σ_{2} = naprezanje uslijed savijanja trupa (s dvostrukom oplatom)

$$\sigma_{2A} = K_{lateral}\frac{M}{Z_S} + K_{aksial}\frac{m_{\delta}EI}{l^2 Z_S}r_{\delta} = \sigma_{2A}' + \sigma_{\delta}$$

$$\sigma_{2A}' = K_{lateral}\frac{M}{Z_S}$$

M = moment savijanja na vrhu koljena uzdužnjaka

$$M = \frac{psl^2}{12}r_p$$

r_p = faktor smanjenja momenta

$$r_p = 6\left(\frac{x}{l}\right)^2 - 6\left(\frac{x}{l}\right) + 1.0$$

$$r_p = 6\left(\frac{83.333}{3447}\right)^2 - 6\left(\frac{83.333}{3447}\right) + 1.0 = 0.8585$$

p = jedinični tlak

$p = 1$ kN/m^2

$$M = \frac{1.0\cdot 10^{-3}\cdot 840\cdot 3447^2}{12}0.8585 = 714037\,\text{N/mm}^2$$

$$\sigma_{2A}' = 2.1476\frac{714307}{3.13\cdot 10^5} = 4.8991\,\text{N/mm}^2$$

$$\sigma_{\delta} = K_{axial}\frac{m_{\delta}Ez_{01}}{l^2}r_{\delta}\delta$$

r_{δ} = faktor smanjenja momenta

$$r_{\delta} = 1 - 2\left(\frac{x}{l}\right)$$

$$r_{\delta} = 1 - 2\left(\frac{83.333}{3447}\right) = 0.9516$$

δ = relativni progib između okvirnog rebra i pregrade

$$\delta = \left(1 - \left(1 - \frac{2z}{D_b}\right)^2\right)\delta_m$$

$$\delta_m = \frac{0.3 S l_S^2 D_b}{E\sqrt{i_a i_b}\sqrt{1+N_S}}\, p_e$$

$$\delta_m = \frac{0.3 \cdot 7000 \cdot 4000^2 \cdot 21.2 \cdot 10^3}{2.1 \cdot 10^5 \sqrt{7.05 \cdot 10^7 \cdot 9.17 \cdot 10^7}\sqrt{1+0}} 1 \cdot 10^{-3} = 0.04218 \text{ mm}$$

$$\delta = \left(1 - \left(1 - \frac{2 \cdot 4.4}{21.2}\right)^2\right) \cdot 0.04218 = 0.02775 \text{ mm}$$

$$\sigma_\delta = 2.1 \frac{4.4 \cdot 2.1 \cdot 10^5 \cdot 125}{3447^2} 0.9516 \cdot 0.02775 = 0.5391 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_2 = K_{axial} \frac{K_b p_e b^2 r_a}{\sqrt{i_a i_b}}$$

ρ = faktor omjera

$$\rho = \frac{a_t}{b_t} \sqrt[4]{\frac{i_b}{i_a}}$$

$$\rho = \frac{24000}{19920} \sqrt[4]{\frac{9.17 \cdot 10^7}{7.05 \cdot 10^7}} = 1.287$$

K_b = koeficijent savojnog naprezanja

$K_b = 0.09747$

$$\sigma_2 = 2.1 \frac{0.09747 \cdot 1 \cdot 10^{-3} \cdot 19920^2 \cdot 1245}{\sqrt{7.05 \cdot 10^7 \cdot 9.17 \cdot 10^7}} = 1.2577 \text{ N/mm}^2$$

Ukupno lokalno naprezanje

$$\Delta\sigma_l = 2\sqrt{\sigma_e^2 + \sigma_i^2 + 2\rho_p \sigma_e \sigma_i}$$

σ_e = ukupno naprezanje uslijed vanjskog hidrodinamičkog opterećenja

$$\sigma_e = -p_e \sigma_{2A}' - p_{e,\delta}\sigma_\delta + p_{e,dh}\sigma_2$$

$$p_{e,\delta} = p_e$$
$$p_{e,\delta} = 67.55628\,\text{kN/m}^2$$

$$p_{e,dh} = p_e T_{act} / D_b$$
$$p_{e,dh} = 67.55628 \cdot 8.1 / 21.2 = 25.8116\,\text{kN/m}^2$$

$$\sigma_e = -67.55628 \cdot 4.8991 - 67.55628 \cdot 0.53912 + 25.8116 \cdot 1.2577 = -330.964\,\text{kN/m}^2$$

σ_i = ukupno naprezanje uslijed unutarnjeg hidrodinamičkog opterećenja

$$\sigma_i = p_i \sigma_{2A}' + p_{i,\delta}\sigma_\delta - p_{i,dh}\sigma_2$$

$$p_i = 36.43827\ \text{kN/m}^2$$

$$p_{i.dh} = 2p_2$$
$$p_{i.dh} = 2 \cdot 6.7752 = 13.5504\,\text{kN/m}^2$$

$$p_{i.\delta} = p_{i.dh}$$

$$\sigma_i = 36.43827 \cdot 4.8991 + 13.5504 \cdot 0.5391 - 13.5504 \cdot 1.2577 = 168.778\,\text{kN/m}^2$$

x, y, z = udaljenost detalja od ishodišta koordinatnog sustava broda

$$\rho_p = \frac{1}{2} - \frac{z}{10T_{act}} + \frac{|x|}{4L} + \frac{|y|}{4B} - \frac{|x|z}{5LT_{act}}$$
$$\rho_p = \frac{1}{2} - \frac{4.4}{10 \cdot 8.1} + \frac{|15.15|}{4 \cdot 232} + \frac{|20.648|}{4 \cdot 42} - \frac{|15.15|4.4}{5 \cdot 232 \cdot 8.1} = 0.577815$$

$$\Delta\sigma_l = 2\sqrt{-330.791^2 - 166.549^2 + 2 \cdot 0.577815 \cdot 330.791 \cdot 166.549} = 548.94\,\text{kN/m}^2$$

Ukupna globalna naprezanja

$$\Delta\sigma_G = \sqrt{\Delta\sigma_V^2 + \Delta\sigma_{hg}^2 + 2\rho\Delta\sigma_V\Delta\sigma_{hg}}$$

$\Delta\sigma_V$ = raspon vertikalnih globalnih naprezanja

$$\Delta\sigma_V = K_{aksial}\left(M_{WO,h} - M_{WO,s}\right)\frac{\left(z - n_{01}\right)}{I_v}$$

I_v = moment tromosti poprečnog presjeka trupa oko osi y

$$I_v = Z_v\left(D_b - n_{01}\right)$$

$$I_v = 23.1\left(21.2 - 8.2\right) = 300.3 \text{ m}^4$$

$$\Delta\sigma_V = 2.1\left(1718375 + 1838349\right)\frac{\left(4.4 - 8.2\right)}{300.3}1\cdot10^{-3} = -94.514 \text{ N/mm}^2$$

$\Delta\sigma_{hg}$ = raspon horizontalnih globalnih naprezanja

$$\Delta\sigma_{hg} = K_{aksial}2M_H\frac{|y|}{I_h}$$

I_h = moment tromosti poprečnog presjeka trupa oko osi z

$$I_h = Z_h B/2$$

$$I_h = 40.1\cdot42/2 = 842.1 \text{ m}^4$$

$$\Delta\sigma_{hg} = 2.1\cdot2\cdot720045.1\frac{|20.648|}{842.1}1\cdot10^{-3} = 74.1521 \text{ N/mm}^2$$

$$\rho_{vh} = 0.1$$

$$\Delta\sigma_G = \sqrt{-94.514^2 + 74.1521^2 + 2\cdot0.1\cdot(-94.514)\cdot74.1521} = 114.15 \text{ N/mm}^2$$

Kombinirana žarišna naprezanja

$$\Delta\sigma = 0.8\max\begin{cases}\Delta\sigma_g + b_k\Delta\sigma_l \\ a_k\Delta\sigma_g + \Delta\sigma_l\end{cases}$$

a_k, b_k = faktori kombinacije opterećenja

$$a_k = b_k = 0.6$$

$$\Delta\sigma = 0.8\max\begin{cases}114.15 + 0.6\cdot548.94 \\ 0.6\cdot114.15 + 548.94\end{cases}$$

$\Delta\sigma = 493.94$ N/mm^2
Raspon naprezanja korigiran za faktor srednjeg naprezanja

$$\Delta\sigma_0 = f_m \Delta\sigma$$
$$\Delta\sigma_0 = 0.85 \cdot 493.94 = 419.853 \text{ N/mm}^2$$

Dugoročna razdioba naprezanja

h = Weibull parametar oblika
$$h = h_0 + h_a z / T_{act} - 0.005(T_{act} - z)$$

h_a = faktor ovisan o periodu ljuljanja T_R
$$h_a = 0.05$$

$$h_0 = 2.26 - 0.54\log(L)$$
$$h_0 = 2.26 - 0.54\log(232) = 0.932636$$

$$h = 0.932636 + 0.05 \cdot 4.4 / 8.1 - 0.005(8.1 - 4.4) = 0.941297$$

Akumulacija zamornog oštećenja

$$D = \frac{\nu_0 T_d}{\overline{a}} p_{ballast} {q_{ballast}}^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right)$$

$\nu_0 T_d$ = broj ciklusa naprezanja u 20 godina
$$\nu_0 T_d = \frac{20 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600}{4\log(L)}$$
$$\nu_0 T_d = \frac{20 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 3600}{4\log(232)} = 6.67 \cdot 10^7$$

$$\Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) = 7.62833$$

$q_{ballast}$ = Weibull parametar mjerila
$$q_{ballast} = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}}$$
$$q_{ballast} = \frac{419.853}{\left(\ln 1 \cdot 10^4\right)^{1/0.941297}} = 39.6904$$

$$D = \frac{6.67 \cdot 10^7}{2.40 \cdot 10^{12}} 0.5 \cdot 39.6904^3 \cdot 7.62833 = 6.629$$