

Metodologija konceptualnog projektiranja brodskih konstrukcija s interakcijom trup-nadgrađe

Andrić, Jerolim

Doctoral thesis / Disertacija

2007

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:235:054195>

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

Download date / Datum preuzimanja: **2024-07-19**

Repository / Repozitorij:

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



SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

**METODOLOGIJA KONCEPTUALNOG PROJEKTIRANJA
BRODSKIH KONSTRUKCIJA S INTERAKCIJOM
TRUP-NADGRAĐE**

DOKTORSKI RAD

Mentor:
Dr. sc. Vedran Žanić, red. profesor

Mr. sc. Jerolim Andrić, dipl. ing

Zagreb, 2007.

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK: 629.5.015.4 : 629.541 : 629.545.2

Ključne riječi: Konceptualno projektiranje, brodska konstrukcija, strukturna interakcija trup-nadgrađe, putnički brodovi, teorija eksperimenata, metoda konačnih elemenata, strukturna optimizacija.

Znanstveno područje: TEHNIČKE ZNANOSTI

Znanstveno polje: Brodogradnja

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

Mentor rada: Dr. sc. Vedran Žanić, red. profesor

Broj stranica: 237

Broj slika: 112

Broj tablica: 40

Broj korištenih bibliografskih jedinica: 138

Datum obrane: 03.05.2007

Povjerenstvo: Dr. sc. Izvor Grubišić, red. profesor, predsjednik

Dr. sc. Vedran Žanić, red. profesor, mentor

Dr. sc. Dragutin Ščap, red. profesor, član

Dr. sc. Vedran Slapničar, docent, član

Dr. sc. Albert Zamarin, docent, Tehnički fakultet Sveučilišta u Rijeci, član

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

Zahvala

Ovim radom zaokružuje se jedan lijepi i intenzivni period u mom životu. Zahvala za pomoć u izradi ovog rada i svemu onom što je njemu prethodilo ide mnogim osobama.

Iskrene zahvale profesorima Vedranu Žaniću, mom mentoru, na ukazanom povjerenju, strpljenju i prenesenom znanju kroz sve ove godine zajedničkog rada. Brojni razgovori i diskusije izbistrili su mi mnoge nedoumice, te otvorili pregršt novih pitanja.

Posebna hvala članovima povjerenstva na korisnim sugestijama, primjedbama i komentarima koji su rad učinili boljim i čitljivijim.

Najljepša hvala svojim kolegama i prijateljima Peri Prebegu, Stanku Kitaroviću, Marku Stipčeviću, Martinu Petričiću i Mati Grgiću na zajedničkom radu i druženju te nesebičnoj tehničkoj pomoći u izradi rada.

Iskrene zahvale i g. Tomislavu Jančijevu na prenesenom iskustvu i znanju prilikom rada na problemima iz brodograđevne prakse, što je rezultiralo korisnim saznanjima i za ovaj rad.

Hvala i svim profesorima, kolegicama i kolegama na Zavodu na zajedničkom radu i druženju kroz protekle godine.

Posebno i veliko hvala svojim roditeljima na velikom povjerenju. Oni su postavili temelje da bi do svega ovoga došlo.

Na kraju, najveće hvala mojoj supruzi Danijeli na podršci, ljubavi i razumijevanju koju je imala na ovom lijepom ali dugom i iscrpljujućem putu. Svojim sinovima Lovri i Marinu, hvala na samo njima svojstvenim osmjesima i ludostima koji su me neprekidno razveseljavali i davali dodatnu snagu za naprijed.

U Zagrebu, travanj 2007.

Jerolim Andrić

SADRŽAJ

PREDGOVOR	i
SAŽETAK	ii
SUMMARY	iii
KLJUČNE RIJEČI (KEY WORDS)	iv
POPIS KRATICA, AKRONIMA I OZNAKA	v
POPIS SLIKA	viii
POPIS TABLICA	xi
1. UVOD, HIPOTEZA	1
2. FIZIKALNA POZADINA PROBLEMA I METODE ZA PRORAČUN ODZIVA	8
2.1 Specifičnosti suvremenih tipova brodova s interakcijom trup-nadgrađe	8
2.1.1 Strukturne specifičnosti i opterećenja brodova za kružna putovanja	11
2.2 Osnovne karakteristike i fizikalna pozadina strukturne interakcije trup-nadgrađe	13
2.2.1 Mehanizam prijenosa sila iz trupa u nadgrađe	14
2.2.2 Utjecaj krutosti gornje palube trupa na kojoj leži nadgrađe	18
2.2.3 Utjecaj smičnih deformacija na redukciju normalnih naprezanja (<i>shear lag</i>).....	22
2.2.4 Utjecaj geometrije nadgrađa i razne mjere efikasnosti nadgrađa	23
2.2.5 Utjecaj bočnih otvora u strukturi nadgrađa	28
2.3 Metode za rješavanje problema strukturne interakcije trup-nadgrađe	28
2.3.1 Ranije studije (period prije II svjetskog rata)	28
2.3.2 Eksperimentalne studije (modelska ispitivanja i mjerenja u naravi)	29
2.3.3 Analitičke metode	31
2.3.3.1 Teorija višestrukih greda	31
2.3.3.2 Teorija ravninskih naprezanja	33
2.3.4 MKE u rješavanju problema strukturne interakcije trup-nadgrađe	36
2.4 Zaključak	40
3. DEFINICIJA PROJEKTOG PROBLEMA I MODULI PROJEKTOG MODELA	41
3.1 Osnovne postavke i podjela procesa projektiranja	41
3.2 Definiranje projektnog problema i moduli projektnog modela	43
4. PROJEKTO ORIJENTIRANI GENERIČKI 3D MKE MODELI	47
4.1 Generički strukturni 3D MKE modela	48
4.1.1 Modeliranje bočnih otvora.....	49
4.1.1.1 Metoda ekvivalentnih volumena	49
4.1.1.2 Metoda ortotropne membrane	50
4.1.1.3 Metoda ekvivalentne smične krutosti	52
4.1.1.4 Modeliranje otvora grubom mrežom konačnih elemenata	59
4.1.1.5 Provjera predloženih metoda modeliranja bočnih otvora	63
4.1.2 Modeliranje tankih naboranih pregrada.....	67

4.2 Implementacija modela opterećenja na generičke MKE modele	68
4.2.1 Kvazi-statički model opterećenja	68
4.2.2 Direktne metode za proračun valnih opterećenja	72
4.3 Zaključak	81
5. UZDUŽNA GRANIČNA ČVRSTOĆA TRUPA VIŠEPALUBNIH BRODOVA	82
5.1 Pojam i mjera uzdužne granične čvrstoće	82
5.2 Metode za proračun graničnog momenta i scenarij kolapsa putničkih brodova	85
5.3 Proširena <i>Smithova</i> metoda za proračun granične čvrstoće trupa	87
5.4 Proračun granične čvrstoće trupa putničkog broda- <i>ISSC benchmark 2006</i>	89
5.5 Redoslijed kolapsa i utjecaj topologije na veličinu graničnog momenta savijanja	96
5.6 Zaključak	99
6. METODOLOGIJA ISTRAŽIVANJA UTJECAJA TOPOLOŠKIH PARAMETARA NA INTERAKCIJU TRUP-NADGRADE	100
6.1 Pristup u istraživanju topoloških parametara	101
6.1.1 Teorija eksperimenata	103
6.1.2 Ortogonalna polja	106
6.1.3 Analiza varijance - ANOVA	108
6.1.4 <i>Taguchijeva</i> metoda i <i>SN</i> omjer	116
6.2 Koraci u istraživanju utjecaja topoloških parametara na interakciju trup-nadgrade	120
7. STRUKTURNA OPTIMIZACIJA TRUPA VIŠEPALUBNIH BRODOVA	124
7.1 Osnove optimizacijskog postupka i kratak osvrt na metode	124
7.2 Identifikacija i definicija problema strukturne optimizacije višepalubnih brodova	126
7.2.1 Definiranje cilja projekta	127
7.2.2 Definiranje projektnih varijabli	133
7.2.3 Definiranje projektnih ograničenja	136
7.3 Algoritmi za rješavanje problema - moduli programa OCTOPUS DESIGNER	139
7.3.1 Osnove projektnog sustava za donošenje odluka OCTOPUS	139
7.3.2 Globalna redistribucija uzdužno efikasnog materijala korištenjem sekvencijalnog linearnog programiranja - modul CALMOP	142
7.3.3 Optimizacija korištenjem teorije eksperimenata - modul FFE	152
7.3.4 Koordinacija globalnog i lokalnog problema - modul GAZ	154
7.3.5 Optimizacija korištenjem genetičkih algoritama - modul MOGA	157
7.4 Zaključak	158
8. PRIMJENA RAZVIJENIH PROJEKTNIH MODULA	159
8.1 Usporedba točnosti odziva 3D MKE generičkog modela i modela cijelog broda	159
8.1.1 Strukturni odziv broda za prijevoz žive stoke	160
8.1.2 Strukturni odziv putničkog broda za kružna putovanja	164

8.2 Primjena metodologije istraživanja utjecaja topoloških parametara	170
8.2.1 Istraživanje utjecaja topologije na primarni odziv konstrukcije putničkog broda- <i>ISSC benchmark 2006</i>	170
8.3 Strukturna optimizacija konstrukcije putničkog broda-<i>ISSC benchmark 2006</i>	185
9. ZAKLJUČAK	199
10. ZAKLJUČAK DOKTORSKOG RADA	204
LITERATURA	203
KRATKI ŽIVOTOPIS	213
SHORT BIOGRAPHY	214
Prilog A1 Metoda ekvivalentne smične krutosti-izvod izraza za proračun krutosti	
Prilog A2 Metoda ekvivalentne smične krutosti- test modeli fine MKE mreže	
Prilog B1 Tablice raznih vrsta ortogonalnih polja.....	
Prilog B2 Tablice F omjera (90, 95 i 99% pouzdanosti)	
Prilog C1 Usporedbe σ_x naprezanja generičkog i modela cijelog broda po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa - Brod za prijevoz žive stoke	
Prilog C2 Usporedbe σ_x naprezanja generičkog i modela cijelog broda po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa - Brod za kružna putovanja.....	
Prilog D Oznaka vojeva i podstruktura- primjer iz poglavlja 8.3	

PREDGOVOR

Brodogradnja EU zadnjih desetak godina sve više se okreće projektiranju i gradnji složenih brodova velike vrijednosti kakvi su razne inačice Ro-Pax i putničkih brodova. Hrvatska brodogradilišta također se nastoje preusmjeriti u taj segment tržišta. Takvi, vrlo složeni objekti zahtijevaju primjenu novih tehnologija kako u gradnji i opremanju tako i u procesu projektiranja. Uslijed zahtjeva tržišta takve konstrukcije danas je gotovo nemoguće, u vrlo kratkom roku, uspješno projektirati bez primjene suvremene računalne tehnologije i efikasnih projektnih metoda (baza podataka, CAD sustava, numeričkih proračuna-FEM, CFD, optimizacijskih metoda, itd.).

Motivacija i razlozi za ovaj rad leže u želji da se doprinese u izgradnji efikasne i primjenjive metodologije za projektiranje konstrukcija Ro-Pax i putničkih brodova te da se njenom primjenom u konačnici unaprijedi projektna praksa u konceptualnoj fazi kada se najvažnije odluke donose u vrlo kratkom vremenu. Putnički i Ro-Pax brodovi strateško su opredjeljenje hrvatske brodograđevne industrije te mogu postati njen kvalitetan i profitabilan proizvod. Kao pravi "mali gradovi", takvi objekti vežu razne grane industrije u izgradnji i opremanju i potiču širi gospodarski razvoj. Tim smjerom snažno je krenulo i najuspješnije hrvatsko brodogradilište ULJANIK, koje je zadnjih godina izgradilo dvadesetak Ro-Ro teretnih brodova (*car carriers*). Krajem 2006 godine ULJANIK i FSB zajedno su pristupili europskom projektu *IMPROVE* i *DE-LIGHT Transport* u okviru FP6 programa, čiji je cilj upravo korištenjem suvremenih projektnih alata unaprijediti projektiranje složenih brodskih konstrukcija. Primjer na kojem intenzivno rade hrvatski partneri upravo je koncept velikog Ro-Pax broda u *IMPROVE* projektu i kontejnerskog/Ro-Ro broda u projektu *DE-LIGHT Transport*.

Rad predstavlja nastavak istraživanja započetog kroz magistarski rad autora. Strukturna interakcija trup-nadgrađe specifičnost je razmatranih konstrukcije te može snažno utjecati na kvalitetu projekta. Postavljanje metodologije za njeno istraživanje te kontrolu topoloških parametara (broj i pozicija pregrada, otvori u boku, itd.) koji na interakciju imaju primarni utjecaj, jedni su od temelja rada. Primijećeno je da projektna praksa tome posvećuje malo pažnje i obično kreće od već definiranog standardnog koncepta. Strukturna optimizacija prethodno odabranih topoloških rješenja omogućava objektivnu evaluaciju projektnih atributa i odabir preferiranog projekta. Strukturnu varijantu i topološka rješenja odabrana u konceptualnoj fazi vrlo je teško efikasno mijenjati u kasnijoj fazi kada je razvoj projekta odmakao. Primjena predložene procedure, koja koristi suvremene metode i tehnike u projektiranju, pravi je put za brzo, djelotvorno i inovativno projektiranje. Razvoj vlastitih projektnih alata također je jedan od bitnih koraka u stvarnom razumijevanju i kontroli cjelokupnog projektnog procesa. Usporedno sa definiranjem metodologije, napravljen je dodatni napor u daljnjoj izgradnji sustava za konceptualno projektiranje brodskih konstrukcija OCTOPUS koji se kontinuirano razvija na FSB.

SAŽETAK

Ro-Pax i putnički brodovi identificirani su kao perspektivni tipovi brodova, na kojima bi se u budućnosti mogao temeljiti veći dio proizvodnog programa hrvatskih brodogradilišta. Takve brodova karakterizira složena strukturna interakcija trupa i nadgrađa koja može značajno utjecati na razmatrane projektne atribute (težinu, cijenu, sigurnost, itd.). Kroz ovaj rad predložena je znanstveno utemeljena i praktično primjenjiva procedura projektiranja takvih konstrukcija u konceptualnoj fazi.

Predstavljene su strukturne specifičnosti razmatranih konstrukcija te su razmotrene karakteristike i fizikalna pozadina strukturne interakcije trup-nadgrađe. Istaknuti su parametri koji utječu na interakciju te je kvalitativno razmotren utjecaj svakog od njih. Dan je pregled analitičkih i numeričkih metoda koji razmatraju problem kao i detaljan pregled svih relevantnih (autoru dostupnih) radova s tog područja.

Napravljen je metodološki pomak u pristupu problemu interakcije trup-nadgrađe. Identificiran je projektni problem te su dane osnovne značajke njegovih komponenti (cilj, varijable i ograničenja). Predložena metodologija podijeljena je u dva osnovna bloka: topološko istraživanje projektnog prostora i strukturna optimizacija odabranih varijanti. Definirane su sve komponente projektnog modela: strukturni model, model opterećenja, proračun odziva, podobnostni model i optimizacijski model.

Predložen je i razrađen koncept projektno orijentiranih, pojednostavljenih generičkih 3D MKE strukturnih modela koji daju dovoljnu točnost na razini primarnog odziva. Razmatrani su mogući načini modeliranja s posebnim naglaskom na velike bočne otvore. Dane su usporedbe u točnosti (na bazi pomaka) modeliranja bočnih otvora za nekoliko različitih metoda. Predložen je model opterećenja koji je temeljen na kvazistatičkom principu ekvivalentnog vala te su ukratko predstavljene mogućnosti točnijeg modeliranja valnih opterećenja, a posebno procjena veličine vertikalnog valnog momenta savijanja trupa.

Razmatrane su mogućnosti proračuna granične čvrstoće trupa kao potencijalnog projektnog atributa sa stanovišta globalne sigurnosti. Razvijeni pristup je temeljen na modificiranoj *Smithovoj* metodi te su rezultati uspoređivani sa sličnim metodama i nelinearnim MKE proračunom provedenim na konstrukciji putničkog broda u sklopu ISSC 2006. Istraživan je i redosljed kolapsa paluba i utjecaj topologije na vrijednost graničnog momenta savijanja trupa.

Predložena je metodologija za identifikaciju i istraživanje topoloških parametara koji bitno utječu na interakciju trup-nadgrađe. Metodologija je temeljena na teoriji eksperimenata (fracionirani pokusi, ortogonalna polja, *Taguchijev* pristup i *SN* omjer), brzom generiranju odziva raznih strukturnih varijanti korištenjem predloženih generičkih MKE modela i statističkoj obradi rezultata (F-test, ANOVA,...). U iterativnom postupku omogućena je brza identifikacija dominantnih parametara te pronalaženje vrijednosti pojedinog parametra koja maksimizira ili minimizira vrijednost promatranog projektnog atributa.

Razmatrane su mogućnosti provođenja strukturne optimizacije korištenjem nekoliko različitih optimizacijskih algoritama. Razvijena je optimizacijska procedura za globalnu preraspodjelu materijala u poprečnom presjeku (temeljena na SLP) te dvije metode koordinacije lokalnog-globalnog optimizacijskog problema. Izložene su teorijske osnove algoritma te je izvršena nadogradnja projektnog sustava OCTOPUS. Osnove ostalih optimizacijskih algoritama, evolucijskih strategija temeljenih na teoriji eksperimenata (FFE) i genetičkih algoritama (MOGA), također su predstavljeni kao i princip hibridnog optimizacijskog postupka. Karakteristike algoritama i njihova primjenjivost na razmatrani problem na kraju su sumirane.

Testiranje razvijenih projektnih modula i metodologija obuhvatilo je: (1) usporedbu točnosti odziva (primarnih naprezanja) 3D MKE generičkog i MKE modela cijelog broda na dva realna primjera; (2) istraživanje utjecaja topologije na odziv konstrukcije putničkog broda; (3) strukturnu optimizaciju nekoliko odabranih topoloških varijanti konstrukcije putničkog broda kao nastavak istraživanja pod (2). Na kraju, predstavljeni su zaključci, istaknuti znanstveni doprinosi te prijedlozi za daljnja istraživanja.

SUMMARY

Ro-Pax and passenger ships are identified as perspective types of the vessels. Also, Croatian shipbuilding industry recognizes these type of ships as very interesting and demanding products that can become the basis of their market orientation. Hull-superstructure interaction is one of the dominant characteristics that can greatly influence design attributes (eg. weight, cost, safety) of those very complex structures. Methodology in the concept design phase for structural design of ships with the hull-superstructure interaction is suggested through this dissertation.

Physics of the hull-superstructure interaction is discussed and main parameters that are causing these phenomena are presented. Present structural characteristics, as well as, the future trends of the structural design of cruise ships are summarized. Review of all relevant analytical and numerical methods is given, along with extensive literature survey of the relevant references dealing with the problem.

The methodological step forward was accomplished. The design philosophy was introduced before the analysis approach that was used as a common practice. Definition of the design problem and its main components (objectives, variables and constraints) is given. Suggested methodology consists of two main phases: (1) topology investigation of the design space and (2) scantlings optimization of the preferred variants obtained in the first phase. All modules of the design model (structural FE model, load model, response FE model, feasibility model and optimization model) are defined.

Concept of the generic coarse mesh 3D FE models that can ensure accurate primary stress distributions and rapid generation of the topology different structural variants is developed. Special attention was given to the structural modelling of the large side openings on the coarse mesh level. Several methods using the equivalent stiffness principles are compared and evaluated. Load model based on the quasi-static wave approach is presented and calculation of the vertical wave bending moment is discussed.

Hull girder longitudinal ultimate strength is identified as an important design attribute for the global safety. Developed simplified approach is based on the modification of the *Smith* method. Results are compared with the nonlinear FEM calculations of the simplified generic passenger ship structure (*ISSC benchmark 2006*). The collapse sequence of the sub-structures (eg. decks) composing a hull girder is investigated and the influence of the different topology variants on the ultimate hull girder vertical bending moment is discussed.

The procedure for efficient investigation of the topology parameters that influence hull-superstructure interaction is proposed. Procedure is based on the design experiments (fractional factorial experiments, orthogonal arrays, SN ratio, etc.), fast generation of the structural response using previously defined generic 3D FE models and statistic analysis (ANOVA, F-values, etc.). Using this procedure in the iterative way, the most dominant topology parameters are identified and the optimal level that maximizes or minimizes designs attribute value are determined.

Strategy for performing efficient structural optimization using different optimization algorithms is considered. The optimization procedure for the global redistribution of the longitudinal material in the hull cross section (based on SLP) is further developed together with two methods for coordination of global-local optimization problem. Theoretical overview of the methods is given and integration in the design system OCTOPUS was successfully performed. The principle and characteristics of the other optimization algorithms: evolution strategy based on the design experiments and genetic algorithm are discussed.

Test of the developed design modules and methodology are presented on the following examples: (1) comparison of structural response (primary stresses) of the generic 3D FE models and the full ship 3D FE model using two practical examples; (2) investigation of the optimal level of the topology parameters regarding preferred primary stress distributions; (3) structural optimization of the several preferred topology variants from the phase (2).

Conclusions, scientific contributions and suggestions for the further investigations are given, at the end.

KLJUČNE RIJEČI

- konceptualno projektiranje
- brodska konstrukcija
- strukturna interakcija trup-nadgrađe
- putnički i Ro-Pax brodovi
- teorija eksperimenata
- topologija brodske konstrukcije
- metoda konačnih elemenata
- strukturna optimizacija

KEY WORDS

- concept design procedure
- ship structure
- hull-superstructure structural interaction
- passenger and Ro-Pax ships
- design experiment
- ship structure topology
- finite element method
- structural optimization

POPIS VARIJABLA, KRATICA, AKRONIMA I OZNAKA

BFF	- širina prirubnice jakog poprečnog nosača, mm
BGF	- širina prirubnice jakog uzdužnog nosača, mm
BSF	- širina prirubnice uzdužnjaka, mm
b	- poluširina palubne kućice ili nadgrađa, m
B	- širina broda, m
C	- izdržljivost strukturnog elementa (npr. ukrepljenog panela), N/mm^2
C_B	- koeficijent punoće, blok koeficijent
C_{SP}	- cijena ukrepljenog panela koji obuhvaća limove i ukrepljenje
C_G	- cijena jakog uzdužnog nosača (podveze, proveze,...)
C_F	- cijena jakog poprečnog nosača (rebro, sponja,...)
D	- zahtjev (opterećenje) na strukturni element, N/mm^2
E	- Young-ov modul elastičnosti materijala, N/mm^2
g	- parametar podobnosti,
G	- modul smika, N/mm^2
h	- visina palubne kućice ili razmak između dvije susjedne palube nadgrađa, mm
h_w	- visina bočnih otvora, mm
HFw	- visina struka jakog poprečnog nosača (npr. rebro, sponja), mm
HGW	- visina struka jakog uzdužnog nosača (npr. podveza), mm
HSW	- visina struka uzdužnjaka, mm
h_w	- visina vala (dvostruka vrijednost amplitude vala), mm
k_{ef}	- koeficijent efikasnosti s obzirom na uzdužna naprezanja,
L	- računaska duljina broda, m
l	- duljina palubne kućice ili nadgrađa, m
L_{OA}	- dužina broda preko svega, m
$M_{s,hogg}$	- statički projektni moment savijanja trupa broda u pregibu, kNm
$M_{s,sagg}$	- statički projektni moment savijanja trupa broda u progibu, kNm
$M_{t,hogg}$	- ukupni (statički + valni) projektni moment savijanja trupa broda u pregibu, kNm
$M_{t,sagg}$	- ukupni (statički + valni) projektni moment savijanja trupa broda u progibu, kNm
M_u	- granični moment savijanja trupa broda, kNm
MUH	- granični moment savijanja trupa broda u pregibu, kNm
MUS	- granični moment savijanja trupa broda u progibu, kNm
$M_{w,hogg}$	- valni projektni moment savijanja trupa broda u pregibu, kNm
$M_{w,sagg}$	- valni projektni moment savijanja trupa broda u progibu, kNm
p	- jednoliki tlak okomit na ploču, N/mm^2
t	- debljina oplata, mm

TFF	- debljina prirubnice jakog poprečnog nosača, mm
TFW	- debljina struka jakog poprečnog nosača, mm
TGF	- debljina prirubnice jakog uzdužnog nosača, mm
TGW	- debljina struka jakog uzdužnog nosača, mm
TSF	- debljina prirubnice uzdužnjaka, mm
TSW	- debljina struka uzdužnjaka, mm
TPL	- debljina oplata panela, mm
s	- razmak između okvira, mm
SN	- <i>signal-to-noise</i> omjer,
s_w	- širina bočnih otvora, mm
\mathbf{x}	- vektor projektnih varijabli
α	- kut nailaska vala, stupanj- °
γ	- faktor sigurnosti,
κ	- zakrivljenost broskog trupa, m^{-1}
λ	- valna duljina, mm
ν_f	- broj stupnjeva slobode pojedinog parametra,
ν_{exp}	- ukupan broj stupnjeva slobode eksperimenta,
ν	- Poisson-ov koeficijent,
ξ_C	- faza vala, definira poziciju brijega/dola od težišta istisnine, mm
σ_0	- granica popuštanja materijala, N/mm^2
σ_p	- granica popuštanja proporcionalnosti, N/mm^2
σ_{x0}	- max. naprezanja na gornjoj palubi trupa izračunata teorijom grede pod pretp. 0% efikasnosti nadgrađa, N/mm^2
σ_x	- max. naprezanja na gornjoj palubi trupa s nadgrađem dobivena MKE proračunom, N/mm^2
σ_{xl}	- max. naprezanja na gornjoj palubi trupa izračunata teorijom grede pod pretp. 100% efikasnosti nadgrađa, N/mm^2
σ_x^C	- tlačno naprezanje u X smjeru, N/mm^2
σ_y^C	- tlačno naprezanje u Y smjeru, N/mm^2
τ	- smično naprezanje, N/mm^2
τ_0	- granica popuštanja za smično naprezanje, N/mm^2
ψ	- faktor fleksibilnost palube
ABS	- American Bureau of Shipping - klasifikacijsko društvo
ANOVA	- Analiza varijance
BV	- Bureau Veritas - klasifikacijsko društvo
CAD	- Computer-aided design
CB	- Coupled Beam – metoda za proračun granične čvrstoće trupa
CFD	- Computational fluid dynamics
CREST	- Program HRB-a za 2-D MKE analizu glavnog rebra prema Pravilima
DNV	- Det Norske Veritas - klasifikacijsko društvo

DeMak	- <i>Decision Maker</i> - sintetski blok sustava OCTOPUS
EPAN	- Modul sustava OCTOPUS za proračun kriterija strukturne podobnosti panela
GAs	- Genetic Algorithms
GAZ	- Modul sustava OCTOPUS za koordinaciju lokalne-globalne optimizacije
GL	- Germanischer Lloyd - klasifikacijsko društvo
GT	- Bruto tona
HP	- Holand profil
HRB	- Hrvatski registar brodova - klasifikacijsko društvo
HTS	- Čelik povišene čvrstoće
FEM	- Finite element method
FFE	- Optimizacijski modul sustava OCTOPUS temeljen na teoriji eksperimenata
FSB	- Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilišta u Zagrebu
IACS	- International Association of Classification Societies
IMO	- International Maritime Organization
ISSC	- International Ship Structure Committee
ISUM	- I dealized S tructural U nit M ethod
LP	- Linearno programiranje
LR	- Lloyd's Register of Shipping - klasifikacijsko društvo
LUSA	- Modul sustava OCTOPUS za proračun granične čvrstoće trupa
MAESTRO	- Program za projektiranje brodskih konstrukcija pomoću 3D MKE
MC	- Monte Carlo metoda
MKE	- Metoda konačnih elemenata
MOGA	- MultiObjective Genetic Algorithms
MZOŠ	- Ministarstvo znanosti, obrazovanja i športa
OCTOPUS	- Sustav za konceptualno projektiranje brodskih konstrukcija razvijen na FSB-u
OCTAN	- Analitički proračunski blok sustava OCTOPUS
OA	- Ortogonalno polje
Pravila	- Odnose se na pravila (tehničke propise) klasifikacijskih društava
RINA	- Registro Italiano Navale - klasifikacijsko društvo
SLP	- Sekvencijalno linearno programiranje

POPIS SLIKA

Slika 1-1	Prikaz razvoja projekta u vremenu [5]	1
Slika 2-1	Definicija razlike između nadgrađa i palubne kućice	8
Slika 2-2	Razne inačice Ro-Ro/putničkih brodova [12]	9
Slika 2-3	Razvoj tržišta Ro-Ro/putničkih brodova [12]	10
Slika 2-4	Tipična konfiguracija glavnog rebra <i>post-Panamax cruiser</i> [20]	13
Slika 2-5	Prijenos sila iz strukture trupa u nadgrađe [22]	14
Slika 2-6	Približna raspodjela normalnih i smičnih sila po površini dodira trupa i nadgrađa [22]	16
Slika 2-7	Približna raspodjela normalnih naprezanja po duljini nadgrađa [22]	17
Slika 2-8	Slučaj različitog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa [23]	17
Slika 2-9	Linearna distribucija naprezanja oko sredine nadgrađa za slučaj različitog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa s pretpostavkom linearne teorije grede [23]	18
Slika 2-10	Linearna distribucija naprezanja oko sredine nadgrađa za slučaj istog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa s pretpostavkom linearne teorije grede [23]	18
Slika 2-11	Deformacija palube trupa na kojoj leži palubna kućica [23]	19
Slika 2-12	Linearna distribucija naprezanja oko sredine nadgrađa za slučaj istog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa s pretpostavkom manje zakrivljenosti nadgrađa	20
Slika 2-13	Nadgrađe kao greda na elastičnoj podlozi [24]	20
Slika 2-14	Krivulje razlike zakrivljenosti linije savijanja trupa i nadgrađa u ovisnosti o različitim vrijednostima β duž nadgrađa [24]	21
Slika 2-15	Raspodjela normalnih naprezanja uslijed upliva smičnih naprezanja [26]	23
Slika 2-16	Raspodjela normalnih naprezanja u nadgrađu po dužini nadgrađa [23]	23
Slika 2-17	Zaobljenje krajeva nadgrađa u svrhu smanjenja koncentracije naprezanja [22]	24
Slika 2-18	Efektivnost nadgrađa u ovisnosti o geometrijskim karakteristikama [22]	25
Slika 2-19	Efektivnost nadgrađa u ovisnosti o krutosti palube trupa [22]	26
Slika 3-1	Definiranost projekta i fleksibilnost rješenja	41
Slika 3-2	Prikaz definiranja troškova projekta u vremenu [4]	42
Slika 3-3	Shematski prikaz implementirane metodologije	46
Slika 4-1	Generički 3D MKE modeli	48
Slika 4-2	Projektni model i model rubnih uvjeta	49
Slika 4-3	Deformirani 2-D MKE modeli panela između dva otvora [56]	50
Slika 4-4	Idealizacija otvora na oplati	53
Slika 4-5	Lokalne deformacije oko otvora prozora	55
Slika 4-6	Dijagrami za određivanje ekvivalentne debljine membrane za modeliranje oplata boka s otvorima po metodi ekvivalentne smične krutosti	57
Slika 4-7	Test usporedbe modela fine MKE mreže i modela ekvivalentne membrane	58
Slika 4-8	MKE membranski modeli bočnih otvora	59
Slika 4-9	Konvergencija točnosti pomaka ovisno o gustoći MKE mreže (otvor: $s_w/s=0.5$; $h_w/h=0.5$) ...	59

Slika 4-10	Modeliranje bočnih otvora pomoću grednog MKE modela	61
Slika 4-11	Gredni MKE model otvora i usporedba s finom mrežom(otvor: $s_w/s=0.9$; $h_w/h=0.9$)	62
Slika 4-12	Provjera ekvivalentnog modela krutosti otvora u boku globalnog MKE modela pomoću detaljnog MKE modela prema metodi LR [74]	63
Slika 4-13	Model fine mreže i mebranski model grube mreže za provjeru krutosti po metodi LR ..	64
Slika 4-14a	Distribucija naprezanja po visini za modele otvora tipa 1 i 2	65
Slika 4-14b	Distribucija naprezanja po visini za modele otvora tipa 4 i 5	66
Slika 4-15	Deformirani 2-D MKE modeli naborane pregrade	67
Slika 4-16	Shematski prikaz procedure određivanja amplitude projektnog vala	69
Slika 4-17	Kvalitativni prikaz zahtijevanog i postignutog vertikalnog momenta savijanja [74]	69
Slika 4-18	Proračun očekivane vrijednosti ekstremnog vertikalnog valnog momenta [96].....	80
Slika 5-1	Dijagram moment-zakrivljenost (M- κ)	84
Slika 5-2	Blok-dijagram <i>Smithove</i> metode za proračun graničnog momenta savijanja	87
Slika 5-3	Glavno rebro pojednostavljenog putničkog broda [105]	89
Slika 5-4a	Dijagram moment–zakrivljenost za fazu I analize („+“ <i>PREGIB</i> , „-“ <i>PROGIB</i>) [105]	90
Slika 5-4b	Dijagram moment–zakrivljenost za fazu II analize („+“ <i>PREGIB</i> , „-“ <i>PROGIB</i>) [105].....	90
Slika 5-5	Usporedba vrijednosti graničnog momenta za sve metode i tri faze [105].....	91
Slika 5-6	3D MKE model i normalna σ_x naprezanja za linearni model(faza I)- <i>PREGIB</i>	91
Slika 5-7	Dijagram momenta –zakrivljenosti za I. i II. fazu analize („+“ <i>PREGIB</i> , „-“ <i>PROGIB</i>)	92
Slika 5-8	Krivulje granične nosivosti na razini kombinacije uzdužnjaka-oplate	93
Slika 5-9a	Dijagram moment–zakrivljenost za I. i II. fazu s redoslijedom kolapsa (<i>PREGIB</i>)	94
Slika 5-9b	Dijagram moment–zakrivljenost za I. i II. fazu s redoslijedom kolapsa (<i>PROGIB</i>).....	94
Slika 5-10	Promjena visine neutralne linije za I. i II. fazu proračuna	95
Slika 5-11	Promjena naprezanja po visini presjeka za nekoliko ciklusa za I. fazu	95
Slika 5-12	Promjena naprezanja po visini presjeka za razne topološke varijante	97
Slika 5-13	Dijagram moment–zakrivljenost za razne topologije	98
Slika 6-1	Geometrijski prikaz 2 ³ projekta [114]	104
Slika 6-2	Geometrijski prikaz interakcija 2 ³ projekta [114].....	104
Slika 6-3	Redukcije broja pokusa za problem s 7 parametara na 2 nivoa [115]	105
Slika 6-4	Podjela kontroliranih faktora [115].....	118
Slika 6-5	Koncept <i>unutarnje-vanjskog</i> ortogonalnog polja.....	120
Slika 7-1	Dijagram efikasnosti vlastite težine konstrukcije raznih Ro-Pax brodova [3].....	128
Slika 7-2	U", "S" i "Z" oblik neizrazitih funkcija [130]	133
Slika 7-3	Poprečni presjek brodske trupa - definicija varijabli	145
Slika 7-4	Ukrepljeni panel i način promjene dimenzija uslijed promjene površine panela	149
Slika 7-5	Primjer sekvencijalne linearizacije ograničenja [132]	151
Slika 7-6	Geometrijske karakteristike i opterećenje strukture ukrepljenog panela	153
Slika 7-7	Sekvencijalno generiranje nedominiranih rješenja korištenjem mini hiperkocki	153
Slika 7-8	Direktna koordinacija globale i lokalne optimizacije preko površina vojeva	155

Slika 7-9	Generiranje kataloga nedominiranih rješenja na razini panela [9].....	155
Slika 7-10	Koordinacija lokalnog problema: generiranje nedominirane plohe.....	156
Slika 7-11	Koordinacija lokalnog problema: teorija eksperimenata + linearno programiranje	157
Slika 8-1	3D MKE generički model i model cijelog broda- <i>brod za prijevoz žive stoke</i>	160
Slika 8-2	Generalni plan broda za prijevoz žive stoke [137]	160
Slika 8-3	Usporedba distribucije vertikalne poprečne sile referentnog i generičkog modela	161
Slika 8-4	Naprezanja 3D MKE generičkog i referentnog modela- <i>brod za prijevoz žive stoke</i>	162
Slika 8-5	3D MKE generički model i model cijelog broda- <i>brod za kružna putovanja</i>	164
Slika 8-6	Generalni plan putničkog broda za kružna putovanja [108]	164
Slika 8-7	Usporedba distribucije vertikalnog momenta savijanja	165
Slika 8-8	Naprezanja 3D MKE generičkog i modela cijelog broda- <i>brod za kružna putovanja</i>	166
Slika 8-9	Dodatno profinjen 3D MKE generički model-(GEN-2)	167
Slika 8-10	Usporedba pomaka referentnog (GEN-1) i profinjenog generičkog modela (GEN-2)	168
Slika 8-11	Usporedba naprezanja referentnog (GEN-1) i profinjenog generičkog modela (GEN-2)..	169
Slika 8-12	Prikaz primarnih naprezanja po visini presjeka za dvije topološke varijante	170
Slika 8-13	Usporedba primarnih naprezanja L_{18} projekata po visini presjeka za R.112 i LC1	174
Slika 8-14	Usporedba vertikalnih pomaka duž modela- L_{18} projekata.....	175
Slika 8-15	Dijagramski prikaz glavnih efekta	176
Slika 8-16	Primarna naprezanja L1, L13 i L17 projekata po visini presjeka za R.112 i LC1	178
Slika 8-17	Primarna naprezanja L1, L11 i L19 projekata po visini presjeka za R.112 i LC1	182
Slika 8-18	Koncept s velikim otvorima u stijenci boka i uzdužnoj pregradi [105, 15].....	183
Slika 8-19	Distribucija naprezanja po visini za varijante s različitim veličinama bočnih otvora	183
Slika 8-20	Dijagram toka za topološko istraživanje-strukturna optimizacija	185
Slika 8-21	Min-max ograničenja projektnih varijabli	186
Slika 8-22	Strukturni i optimizacijski model.....	186
Slika 8-23	Dijagram toka provedbe strukturne optimizacije.....	187
Slika 8-24	Dijagrami promjene površine pop.presjeka i VCG- za L1, L11 ($VCG \leq 12600$ mm)	189
Slika 8-25	Dijagrami promjene površine pop.presjeka i VCG- za L1, L11 ($VCG \leq 10500$ mm)	191
Slika 8-26	Koraci u strukturnoj optimizaciji korištenjem različitih optimizacijskih algoritama	193
Slika 8-27a	<i>Pareto</i> fronta nedominiranih rješenja za projekt L1	194
Slika 8-27b	<i>Pareto</i> fronta nedominiranih rješenja za projekt L11	194
Slika 8-28a	Tablica <i>Pareto</i> optimalnih rješenja za projekt L1	194
Slika 8-28b	Tablica <i>Pareto</i> optimalnih rješenja za projekt L11	195
Slika 8-29	<i>Pareto</i> fronta nedominiranih rješenja za projekt L11-poprečna struktura	197
Slika 8-30	Usporedbe postignutih parametara podobnosti za prototip i preferirani projekt	197

POPIS TABLICA

Tablica 2-1a Pregled referenci u razmatranju problema trup-nadgrađe korištenjem MKE	38
Tablica 2-1b Pregled referenci u razmatranju problema trup-nadgrađe korištenjem MKE	39
Tablica 3-1 Pregled komponenata projektnog problema u konceptualnoj fazi	43
Tablica 3-2 Pregled komponenata predloženog projektnog modela u konceptualnoj fazi.....	45
Tablica 4-1 Rezultati testova usporedbe fine mreže i ekvivalentne membrane	58
Tablica 4-2 Karakteristike otvora ispitivanih modela	64
Tablica 4-3 Usporedba pomaka dobivenih po metodi LR za razne modele.....	65
Tablica 4-4 Slučajevi opterećenja putničkih i Ro-Ro/Ro-Pax brodova	71
Tablica 5-1 Usporedba rezultata graničnog momenta savijanja.....	92
Tablica 6-1 Tablični prikaz 2 ³ projekta	104
Tablica 6-2 Prikaz raznih tipova ortogonalnih polja	106
Tablica 6-3 Tipično ortogonalno polje L_9 s 4 kontrolna parametra na 3 nivoa.....	106
Tablica 6-4 Nivo rezolucije za razna ortogonalna polja.....	107
Tablica 6-5 Tipični podaci za eksperiment s jednim parametrom.....	109
Tablica 6-6 Analiza varijance za jedan faktor	114
Tablica 6-7 Analiza varijance za dva faktora	114
Tablica 7-1a Popis biblioteke kriterija ograničenja- oplata između ukrepa	138
Tablica 7-1b Popis biblioteke kriterija ograničenja- ukrepa sa sunosivom širinom.....	138
Tablica 7-1c Popis biblioteke kriterija ograničenja- jaki nosači	138
Tablica 7-1d Popis biblioteke kriterija ograničenja- uzdužno ukrepljeni panel.....	138
Tablica 7-2 Moduli sustava OCTOPUS- analitički, sintetski, interaktivni/grafički [110].....	140
Tablica 7-3 Osnovne specifičnosti optimizacijskih algoritama sustava OCTOPUS.....	158
Tablica 8-1 Usporedba naprezanja 3D MKE generičkog i referentnog modela- <i>brod za prijevoz žive stoke</i>	161
Tablica 8-2 Usporedba naprezanja 3D MKE generičkog i referentnog modela- <i>brod za kružna putovanja</i>	165
Tablica 8-3 Usporedba naprezanja referentnog i dodatno profinjenog generičkog modela.....	168
Tablica 8-4 Opis odabranih parametara i vrijednosti na određenom nivou	172
Tablica 8-5 Pridruživanje parametara stupcima ortogonalnog polja.....	174
Tablica 8-6 Slučajevi opterećenja.....	174
Tablica 8-7 Rezultati proračuna odzivne varijable i SN_S omjer	175
Tablica 8-8 S/N_S vrijednosti glavnih efekata parametara	176
Tablica 8-9 ANOVA tablica nakon pridruživanja grešci nesigifikantnih parametara	176
Tablica 8-10 Projekti ortogonalnog polja L_{18} poredani po veličini SN_S omjera.....	178
Tablica 8-11a Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L1 ($VCG \leq 12600$ mm).....	188
Tablica 8-11b Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L11 ($VCG \leq 12600$ mm)	188
Tablica 8-12 Strukturne dimenzije nakon standardizacije (prototip, L1, L11) ($VCG \leq 12600$ mm)...	189

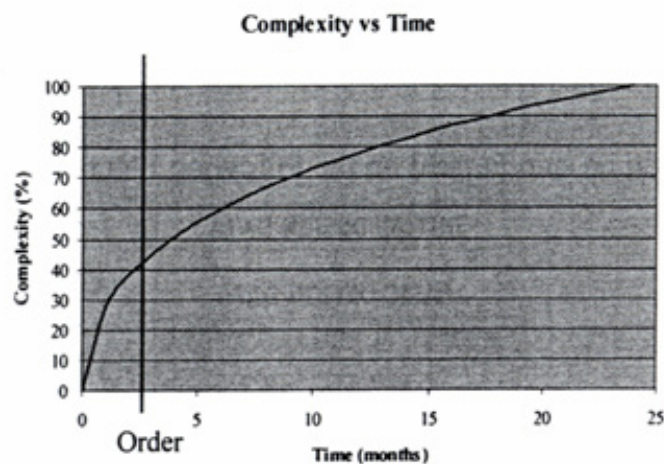
Tablica 8-13a Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L1 ($VCG \leq 10500$ mm).....	190
Tablica 8-13b Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L11 ($VCG \leq 10500$ mm)	191
Tablica 8-14 Strukturne dimenzije nakon standardizacije (prototip, L1, L11) ($VCG \leq 10500$ mm)...	191
Tablica 8-15 Usporedba projektnih atributa za I i II fazu	195
Tablica 8-16 Dimenzija poprečnih nosača: prototip, preferirani i standardizirani projekt	197
Tablica 8-17 Vrijednost projektnih atributa za prototip i finalni projekt	198

1. UVOD

Brodogradnja EU zadnjih desetak godina sve se više okreće izgradnji složenijih tipova brodova velike vrijednosti kakvi su Ro-Ro, Ro-Pax i Pax-Car trajekti, putnički brodovi za kružna putovanja i sl. Takvi brodovi, a posebno veliki putnički brodovi, traže ugradnju razne vrste opreme, što daje osnove za razvoj, ne samo brodogradnje nego i raznih oblika prateće industrije.

Zbog sve veće zagušenosti europskih prometnica EU daje prednost razvoju pomorskog transporta tj. što većem korištenju kratkih morskih ruta kao "pomorskih autoputeva" [1]. Ustanovljen je program *Marco Polo* kojemu je jedan od glavnih zadataka transport dobara/tereta sa cestovnog prometa preusmjeriti na prijevoz kratkim morskim rutama i unutrašnjim vodama. S obzirom na planiranu transportnu politiku EU u slijedećih 10 godina za zaključiti je da razne inačice Ro-Ro/putničkih brodova imaju dobru tržišnu perspektivu. Tržište ionako već niz godina bilježi konstantan rast potražnje za takvim brodovima [2, 3].

Složeni brodovi traže primjenu novih tehnologija kako u gradnji i opremanju tako i u procesu projektiranja. Zahtjevi tržišta su takvi da je danas gotovo nemoguće tako sofisticirane plovne objekte uspješno projektirati u vrlo kratkom roku bez primjene računalne tehnologije i suvremenih projektnih metoda (baze podataka, CAD sustavi, razni numerički proračuni-MKE, CFD, optimizacijske metode, itd.). Razvojem i primjenom sofisticiranih projektnih metoda bitno se podiže kvaliteta i ubrzava proces projektiranja. Da bi bila konkurentna na svjetskom tržištu brodogradilišta/projektni uredi moraju moći brzo generirati različite projektne varijante i proizvesti optimirani projekt u ranoj projektnoj fazi. Za složene tipove plovila kakvi su Ro-Pax brodovi gotovo 70% ukupnih troškova fiksira se tijekom prvih 4-6 tjedna konceptualne i preliminarne projektne faze [4]. ISSC [5] također donosi prikaz kako projektna aktivnost tj. postotak definiranosti projekta raste u odnosu na vrijeme, Slika 1-1.



Slika 1-1 Prikaz razvoja projekta u vremenu [5]

Vidljivo je da se o uspješnosti projekta odlučuje u ranoj projektnoj fazi i to od strane vrlo malog broja ljudi unutar projektnog tima. *Time nužnost definiranja efikasne projektne metodologije te razvoj projektnih alata za njeno provođenje postaje imperativ.*

Današnji tipovi brodova koje karakteriziraju duga i visoka nadgrađa uglavnom su putnički (trajekti i brodovi za kružna putovanja) te razne inačice Ro-Ro/putničkih brodova. Duge palubne kućice karakteristika su uglavnom ratnih brodova. Često je kod spomenutih brodova visina strukture nadgrađa otprilike jednaka visini trupa broda. Utjecaj nadgrađa na uzdužnu čvrstoću broda stoga može biti vrlo izražen i potrebno ga je uzeti u obzir prilikom projektiranja i dimenzioniranja strukturnih elemenata konstrukcije. Pojam palube čvrstoće koji je kod jednopalubnih trgovačkih brodova očit ovdje gubi izvorni smisao. Dimenzioniranje strukturnih elemenata pod pretpostavkom da samo trup sudjeluje u uzdužnoj čvrstoći obično nije racionalno i dovodi do predimenzioniranih elemenata trupa. Pretpostavka da je nadgrađe 100% efikasno i da je moguće korištenja klasične Bernoullijeve teorije grede za procjenu primarnih naprezanja kod ovakvih konstrukcija također nije točno.

Problem strukturne interakcije broskog trupa i nadgrađa identificiran je početkom prošlog stoljeća i već dugi niz godina predstavlja izazov u projektiranju brodskih konstrukcija. U početku su se za rješenje ovog problema koristila uglavnom iskustva iz prakse, na izgrađenim brodovima u službi. Praktična projektna metoda koja bi bila zasnovana na znanstvenim teorijskim osnovama tada još nije postojala. Intenzivan razvoj za tu svrhu posebno formuliranim analitičkim metodama počeo je tek iza II. svjetskog rata, nastavio se 50-tih i 60-tih godina 20. stoljeća i trajao sve do prve primjene metode konačnih elemenata (MKE) 1968. Pojavom MKE uglavnom su se napustile do tada razvijene analitičke metode kojima se nije moglo obuhvatiti sve utjecajne faktore, a bile su vrlo složene i dugotrajne te teško upotrebljive u realnom projektnom postupku. Danas je jedna od opće prihvaćenih metoda za završnu provjeru strukturne podobnosti konstrukcije brodova s velikim nadgrađima 3D MKE analiza cijelog broda pomoću *grube* mreže konačnih elemenata. Glavni nedostatak ove metode, još uvijek, je velika količina rada i vremena potrebna za izgradnju 3D MKE modela i obradu rezultata proračuna, unatoč uočljivom razvoju predprocesora za modeliranje.

Konstrukcija dijela broda oko glavnog rebra najvećim dijelom definira težinu i cijenu cjelokupne brodske konstrukcije. Za racionalno projektiranje u konceptualnoj fazi stoga je potrebno, u području 0.4L oko glavnog rebra, odrediti distribuciju primarnih naprezanja po visini poprečnog presjeka (donji trup+nadgrađe) s prihvatljivom točnošću. Dimenzije glavnog rebra proračunate u toj fazi imaju veliki utjecaj na daljnji razvoj projekta. Bitno je istaknuti da je efikasno projektiranje strukture, posebno nadgrađa, vrlo značajno zbog kontrole težina i vertikalnog položaja centra težišta broda uslijed zahtjeva za stabilitetom i ugovorenom brzinom.

To znači da je za konceptualnu projektnu fazu tj. odabir prikladne topologije i inicijalno dimenzioniranje strukturnih elemenata, potrebno razviti prikladne modele tako da daju rezultate odziva približno onima koje dobijemo u kasnoj preliminarnoj projektnoj fazi kada imamo 3D MKE model cijelog broda. Prethodno izgrađeni 3D MKE modeli cijelog broda mogu pomoći u razumijevanju ponašanja strukture nadgrađa, identificiranju parametara koji na to bitno utječu te verifikaciji rezultata. Pojednostavljeni generički 3D MKE modeli koje je moguće izgraditi u konceptualnoj fazi moraju imati na pravilan način uključene takve parametre. Vrlo brza izgradnja takvih modela omogućuje ispitivanje niza strukturnih varijanti u kratkom vremenskom periodu. To predstavlja pomak prema projektnom korištenju MKE za razliku od upotrebu detaljnog MKE proračuna u završnoj evaluaciji samo za odabrane strukturne konfiguracije.

Topoloških faktora koji uvjetuju nelinearnu distribuciju primarnih naprezanja duž visine broda ima mnogo: reducirana smična krutost oplata boka uslijed velikih otvora, pomak linije stjenke boka trupa i nadgrađa uslijed recesa, efekt slobodnog kraja kod kratkih nadgrađa, krutost uzdužne pregrade, duljina, širina i visina nadgrađa i dr. Stvarna interakcija navedenih faktora i veličine njegovih utjecaja vrlo je složena i nije detaljno i sistematski istražena, barem prema dostupnim podacima u literaturi. Efekt svakog pojedinačnog parametra iako načelno prepoznat, vrlo je teško kvantitativno ocijeniti za konkretni problem kada imamo nekoliko različitih parametara na više nivoa. To predstavlja poteškoću u razvoju općih projektnih dijagrama koji bi pokrivali široki projektni prostor za razne kvalitete projekta ovisno o topološkim parametrima. *Stoga je kroz ovaj rad težište stavljeno na razvoju metodologije za topološko istraživanje projektnog prostora i razvoju pripadnih projektnih modula.* Na taj način svaki specifični problem moguće je definirati na željeni način (uključiti sve parametre i projektne atribute koje želimo istražiti) i za tako postavljen problem primjenom razvijene metodologije dobiti konkretno rješenje. Metodologija mora omogućiti brzo generiranje i ispitivanje raznih strukturnih varijanti na topološkom nivou. Odabrani niz različitih strukturnih koncepata omogućuju više startnih točaka za primjenu strukturne optimizacije kao faze koja slijedi te je mogućnost pronalaska globalnog optimuma povećana u odnosu na pristup s jednom/fiksnom topologijom. Uobičajena dosadašnja praksa u projektiranju brodskih konstrukcija bila je provođenje strukturne optimizacije na fiksnom konceptu uz eventualno variranje razmaka okvira. Bitno je naglasiti da se vlastitim odabirom nivoa topoloških parametara značajno reducira projektni prostor te se pretražuju i odabiru samo potencijalno izvediva rješenja.

Iz pregleda literature, da se primijetiti da se vrlo često problem strukturne interakcije trup-nadgrađe svodio na problem određivanja distribucije naprezanja duž visine broda te dimenzioniranje elemenata sukladno takvoj distribuciji. Definiranje i određivanje efikasnosti nadgrađa proizašlo bi kao daljnja informacija tj. mjere sudjelovanja nadgrađa u uzdužnoj

čvrstoći broda. Usporedbom dva projektna rješenja s raznim efikasnostima sudjelovanja nadgrađa nije potpuno jasno koji je od ta dva projekta bolji, odnosno prihvatljiviji.

Pristup definiran u ovom radu zahtjeva definiranje projektnih atributa kojim bi se mjerila kvaliteta određenog projekta. U osnovi zanima nas projektirati što jeftiniju, lakšu i sigurniju konstrukciju koja će zadovoljavati sva postavljena ograničenja. Naravno da takav konfliktni cilj ne vodi jedinstvenom rješenju već zahtjeva definiranje i rješavanje višeatributskog problema kojim će se iznaći najpovoljnije rješenje konstrukcije. Princip *Pareto* fronte i nedominiranih rješenja tada postaje nezaobilazan u objektivnoj evaluaciji podobnih rješenja. Projektiranje strukturnih dimenzija provođenjem formalne strukturne optimizacije na nekoliko prethodno odabranih topoloških rješenja omogućava racionalnu redistribuciju materijala i generiranje *Pareto* plohe nedominiranih rješenja. Ujedno se osigurava i objektivno vrednovanje razmatranih kvaliteta (težina, cijena, sigurnost, itd.) za razne optimalne strukturne varijante.

Temelj ovog rada čine dugogodišnja istraživanja provedena tijekom razvoja programa MAESTRO, sustava CREST Hrvatskog registra brodova (HRB) te rad u okviru znanstveno-istraživačkog projekta MZOŠ "Višekriterijski projektni modeli u osnivanju i konstrukciji broda" i složenog tehnološkog projekta MZOŠ "Integrirani programski sustav za brodske konstrukcije-TP-03/0120-23". Uz definiranja procedure, rad je obuhvatio i daljnju izgradnju projektnog sustava OCTOPUS. Osnove sustava dane su u radu [6], projektiranje na osnovi pouzdanosti putem paralelnog procesiranja. Daljnja razradba za jednoprocesorska računala izvedena je u suradnji FSB-Brodarski institut [7], odnosno FSB–HRB [8] te u okviru spomenutog znanstvenog projekta MZOŠ [9]. Dio sustava nadograđen je kroz spomenuti tehnološki projekt [10]. U tijeku je daljnji intenzivni razvoj sustava kroz niz koordiniranih doktorata na FSB. Aktivna suradnja s hrvatskim brodogradilištima na projektima strukturne analize i optimizacije brodskih konstrukcija dala je praktičnu podlogu za realizaciju rada.

Rad je koncipiran je kroz deset poglavlja:

1. Uvod
2. Fizikalna pozadina problema i metode za proračun odziva
3. Definicija projektnog problema i moduli projektnog modela
4. Projektno orijentirani generički 3D MKE modeli
5. Uzdužna granična čvrstoća trupa više-palubnih brodova
6. Metodologija istraživanja utjecaja topoloških parametara na interakciju trup nadgrađe
7. Strukturna optimizacija trupa više-palubnih brodova
8. Primjena razvijenih projektnih modula
9. Zaključak
10. Zaključak doktorskog rada

Prilozi

Kroz *prvo poglavlje* ukratko je specificiran problem, izložena ideja u razvoju metodologije te je dan pregled rada po poglavljima.

Drugo poglavlje daje pregled strukturnih specifičnosti razmatranih konstrukcija te trendove razvoja velikih putničkih brodova. Razmotrene su karakteristike i fizikalna pozadina problema strukturne interakcije trup-nadgrađe. Istaknuti su topološki parametri koji utječu na interakciju te je kvalitativno razmotren utjecaj svakog od njih. Dan je pregled analitičkih i numeričkih metoda koji razmatraju problem kao i detaljan pregled svih relevantnih (autoru dostupnih) radova s tog područja.

Kroz *treće poglavlje* identificiran je projektni problem te su dane osnovne značajke njegovih komponenti (cilj, varijable i ograničenja). Definirane su sve komponente projektnog modela: strukturni model, model opterećenja, proračun odziva, podobnostni model i optimizacijski model. Sama metodologija je podijeljena u dva bloka: topološko istraživanje projektnog prostora i strukturna optimizacija odabranih varijanti.

Kroz *četvrto poglavlje* predložen je i razrađen koncept projektno orijentiranih, pojednostavljenih generičkih 3D MKE strukturnih modela koji daju dovoljnu točnost na razini primarnog odziva. Razmatrani su mogući načini modeliranja s posebnim naglaskom na velike bočne otvore. Dane su usporedbe u točnosti (na bazi pomaka) modeliranja bočnih otvora za nekoliko različitih metoda. Analitička metoda određivanja ekvivalentne debljine po principu ekvivalentne smične krutosti pokazala se posebno zanimljiva sa stanovišta točnosti proračuna, brzog remodeliranja i uključivanja takvog modela u formalnu projektnu proceduru. Izrazi za ekvivalentnu krutost analitički su izvedeni i konstruirani u formi projektnih dijagrama. Predložen je model opterećenja koji je temeljen na kvazistatičkom principu ekvivalentnog vala te su ukratko predstavljene mogućnosti točnijeg modeliranja valnih opterećenja, a posebno procjena veličine vertikalnog valnog momenta savijanja trupa. Predstavljani su i projektni izrazi za korekciju vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja na osnovu linearne vrpčaste teorije uslijed nelinearnih efekata uzrokovanih promjenom forme iznad vodne linije.

U *petom poglavlju* razmatrane su mogućnosti proračuna granične čvrstoće trupa kao potencijalnog projektnog atributa sa stanovišta globalne sigurnosti. Razvijeni pristup temeljen je na modifikaciji *Smithove* metode te su rezultati uspoređivani sa sličnim metodama i nelinearnim MKE proračunom provedenim na konstrukciji putničkog broda u sklopu ISSC 2006. Razmatran je redoslijed kolapsa paluba i utjecaj različitih topologija na vrijednost graničnog momenta savijanja trupa.

U *šestom poglavlju* predložena je metodologija za identifikaciju i istraživanje topoloških parametara koji bitno utječu na interakciju trup-nadgrađe. Metodologija je temeljena na teoriji eksperimenata (frakcionirani pokusi, ortogonalna polja, *Taguchijev* pristup i *SN* omjer), brzom

generiranju odziva raznih strukturnih varijanti korištenjem predloženih generičkih 3D MKE modela i statističkoj obradi rezultata (F-test, ANOVA,..). Predložena metodologija za odabrani projektni atribut i definirane topološke parametre na više nivoa (veličinu otvora, poziciju/broj uzdužnih i poprečnih pregrada, itd.) identificira utjecajne parametre te nivo koji doprinosi maksimizaciji/minimizaciji projektnog atributa.

Kroz *sedmo poglavlje* razmatrane su mogućnosti provođenja strukturne optimizacije kao završne faze, korištenjem nekoliko različitih optimizacijskih algoritama. Detaljnije su definirane komponente problema (cilj, varijable, ograničenja,..) s obzirom na specifičnost brodske konstrukcije. Posebno su razrađeni optimizacijska procedura za globalnu preraspodjelu materijala u poprečnom presjeku (temeljena na SLP) te dvije metode koordinacije lokalnog-globalnog optimizacijskog problema. Dane su teoretske osnove algoritma te je izvršena nadogradnja projektnog sustava OCTOPUS. Detaljnije je predstavljena metoda sekvencijalnog linearnog programiranja (SLP), kao robustna metoda koja se koristi u rješavanju lineariziranog optimizacijskog problema. Osnove ostalih optimizacijski algoritama, FFE-teorija eksperimenata i MOGA-genetički algoritmi također su predstavljeni kao i princip hibridnog optimizacijskog postupka. Karakteristike optimizacijskih algoritama, njihova primjenjivost, prednosti i mane s obzirom na razmatrani problem sumirani su na kraju.

U *osmom poglavlju* verificirani su pojedini koraci predložene metodologije koji su obuhvatili:

1. usporedbu točnosti primarnog odziva 3D MKE generičkog modela i modela cijelog broda na dva primjera;
2. istraživanje utjecaja topologije na primarni odziv konstrukcije putničkog broda ;
3. strukturnu optimizaciju nekoliko odabranih strukturnih varijanti konstrukcije putničkog broda kao nastavak istraživanja pod 2).

U *devetom poglavlju* dani su zaključci te prijedlozi za daljnje istraživanje.

U *desetom poglavlju* sumirani su znanstveni doprinosi i spoznaje ostvarene kroz rad.

U *Prilogu A1-A2* dan je detaljni opis proračuna ekvivalentne smične krutosti za modeliranje bočnih otvora kao i prikaz test modela fine mreže za verifikaciju rezultata.

U *Prilogu B1-B2* prikazane su tablice raznih vrsta ortogonalnih polja na dva i tri nivoa, kao i Tablice *F omjera* (za 90, 95 i 99% pouzdanosti).

U *prilogu C1-C2* dan je detaljniji tablični te grafički prikaz usporedbe σ_x naprezanja generičkog modela i modela cijelog broda po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa za dva test primjera iz poglavlja 8.1

U *prilogu D* dan je prikaz numeracije vojeva i pozicije podstrukture vezano za primjer iz poglavlja 8.3.

HIPOTEZA

U okviru konceptualne faze projektiranja brodske konstrukcije brodova s interakcijom trup-nadgrađe, moguće je, na točniji i potpuniji način iznaći najpovoljnije višeatributsko (težina, cijena, sigurnost) rješenje projekta konstrukcije.

Stoga će se na cjeloviti i sistematski način istražiti strukturna interakcija sustava brodski trup-nadgrađe s obzirom na projektne zahtjeve te kroz studiju senzitivnosti identificirati one parametre/varijable koji na to imaju bitan utjecaj. Sukladno tome predložit će se pojednostavljeni generičkih modeli za točniju procjenu strukturnog odziva u ranoj projektnoj fazi. U razvoju generičkih numeričkih modela koristit će se baza izgrađenih 3D MKE modela različitog stupnja interakcije, razvijena tijekom godina na FSB-u. Definirat će se originalni pristup za brzo generiranje strukturnih varijanti i identifikaciju utjecajnih parametra na topološkoj razini za razmatrane konstrukcije. Implementirana nova optimizacijska procedura za projektiranje strukturnih dimenzija omogućit će brzu i efikasnu manipulaciju složenim višeatributskim problemom i mogućnost generiranja *Pareto* optimalnih rješenja.

Krajnji cilj je razviti, na znanstvenoj osnovi, praktičnu i cjelovitu proceduru za pomoć projektantu u odabiru najpovoljnije varijante rješenja konstrukcije u konceptualnoj fazi.

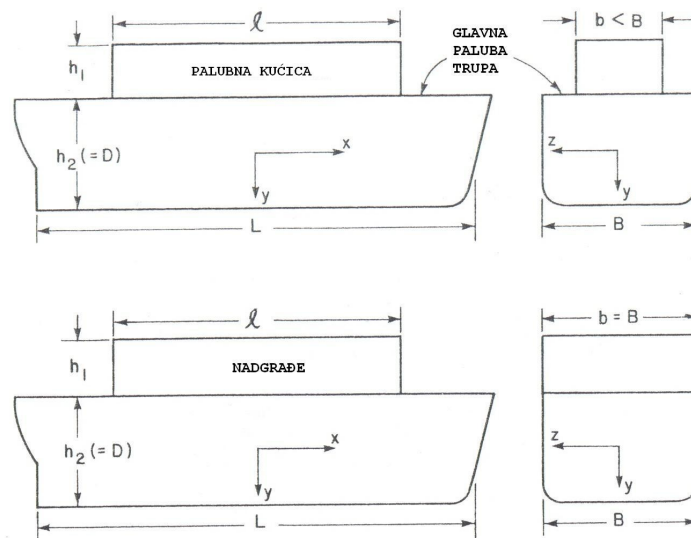
2. FIZIKALNA POZADINA PROBLEMA I METODE ZA PRORAČUN ODZIVA

2.1. Specifičnosti suvremenih tipova brodova s izraženom interakcijom trup-nadgrađe

Današnji tipovi brodova koje karakteriziraju duga i visoka nadgrađa uglavnom su putnički brodovi (trajekti i brodovi za kružna putovanja) te razne inačice Ro-Ro/putničkih brodova. Višepalubne brodove za prijevoz automobila te brodove za prijevoz stoke također možemo svrstati u brodove s izraženom interakcijom trup-nadgrađe. Duge palubne kućice karakteristika su uglavnom ratnih brodova i nekih specifičnih vrsta brodova npr. broda za prijevoz vagona. Razlika između strukture palubnih kućica i nadgrađa definirana je Pravilima klasifikacijskih društava (U daljnjem tekstu: Pravila), npr. prema HRB-u [11]:

- **Palubna kućica:** nadgradnja na gornjoj palubi ili palubi nadgrađa zatvorena palubom, koja je od jednog boka udaljena više od 4% širine broda, a u vanjskim stijenama ima vrata, okna ili otvore;
- **Nadgrađe:** nadgradnja na gornjoj palubi zatvorena palubom, koja se prostire od boka do boka, ili koja nije udaljena od bilo kojeg boka više od 4% širine broda.

Načelno razlika između palubne kućice i nadgrađa najsjlikovitije je prikazana na slici 2-1.



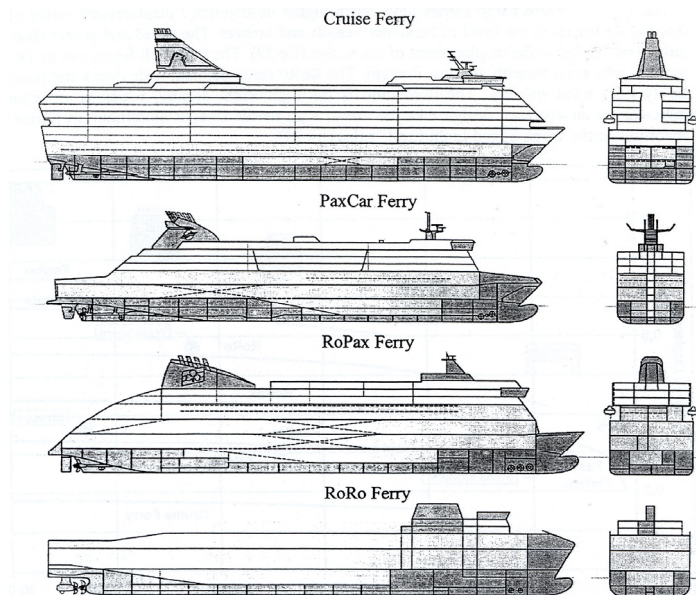
Slika 2-1 Definicija razlike između nadgrađa i palubne kućice

Često je kod gore spomenutih brodova visina strukture nadgrađa otprilike jednaka visini trupa broda. Utjecaj nadgrađa na uzdužnu čvrstoću broda stoga je vrlo izražen i potrebno ga je uzeti u obzir prilikom projektiranja konstrukcije i dimenzioniranja strukturnih elemenata. Nosivost nadgrađa i palubnih kućica te njihovo sudjelovanje u uzdužnoj čvrstoći broda samo su okvirno definirane u Pravilima, što ostavlja prostor projektantu konstrukcije da za preferirani koncept sam proračuna nosivost nadgrađa i u skladu s tim dimenzionira strukturne elemente. Trajekti se mogu definirati kao brodovi namijenjeni prijevozu putnika, automobila i tereta na kratkim brodskim prugama. Ovakav tip brodova počeo se razvijati na Baltiku tijekom 60-tih godina, pa

se brzo proširio na Sredozemno i Sjeverno more te Japan. Možemo identificirati sljedeće tipove Ro-Ro/putničkih brodova, slika 2-2, [12]:

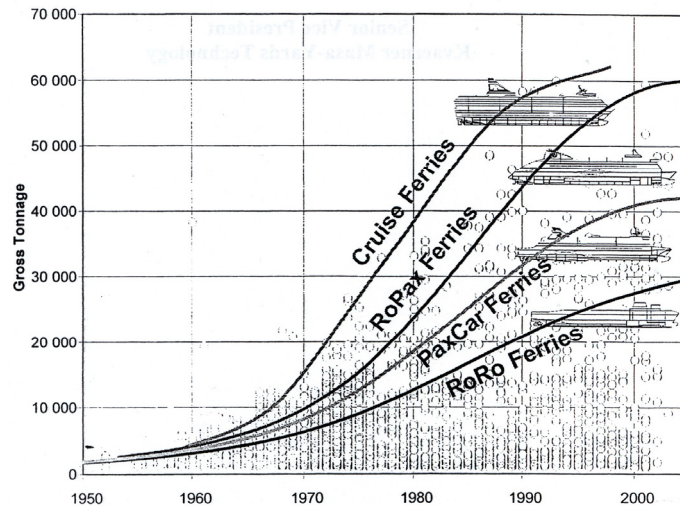
- **Ro-Ro ferries** – za prijevoz Ro-Ro tereta na kraćim rutama gdje je broj putnika ili vozača kamiona manji od 12. Ti brodovi se grade po pravilima za teretne brodove. Imaju kratka nadgrađa za potrebe smještaja posade i navigaciju.
- **Ro-Pax ferries** – broj putnika je veći od 12, pa spadaju u putničke brodove. Odlikuju ih velike Ro-Ro palube na više nivoa, duljina nadgrađa ovisi o broju putnika i obično se prostire od pramca do sredine broda. Gornja Ro-Ro paluba je djelomično natkrivena.
- **Pax-Car ferries** – nazivamo trajekte namijenjene za duža putovanja s putnicima. Obično se nadgrađe proteže cijelom dužinom broda i predviđeno je za putničke kabine i javne prostore, dok su Ro-Ro palube u donjem dijelu trupa broda iskorištene za postavljanje podiznih paluba za smještaj automobila.
- **Cruise ferries** – su veliki putnički brodovi koji uglavnom služe za 7 do 10 dnevna kružna putovanja u Sredozemlju i Karibima. To su pravi mali gradovi koji sadrže kazališta, kina, bazene, teniska igrališta i dr. Nadgrađe se proteže cijelom duljinom broda i namijenjeno je putničkim kabinama i javnim prostorima.

Prema postojećim pravilima Ro-Ro putnički brodovi su oni brodovi koji su ovlašteni prevoziti više od 12 putnika, a Ro-Ro teretni oni koji prevoze do 12 putnika. Dobar prikaz podjele Ro-Ro brodova dan u [13], dok je vrlo iscrpna podjela putničkih trajekata, ovisno o veličini, dana u [2]. Za naše razmatranje grupa Ro-Ro teretnih brodova nije posebno zanimljiva pošto je u takvom konceptu broda nadgrađe veoma kratko i ne doprinosi uzdužnoj čvrstoći broda.



Slika 2-2 Razne inačice Ro-Ro/putničkih brodova [12]

Danas je to veoma velik, snažan i perspektivan segment tržišta, u stalnom usponu, slika 2-3, koji je još uvijek većinom ostao u rukama europskih brodogradilišta.



Slika 2-3 Razvoj tržišta Ro-Ro/putničkih brodova [12]

Prosječne veličine putničkih brodova za kružna putovanja kreću se od 60 000 do 100 000 GT, s duljinama između 200 i 300m te brojem putnika od 1000 do 2500. Širina broda pod utjecajem je zahtjeva za brzinu i stabilitet i uglavnom ne prelazi veličinu *panamax* klase (32.25 m). Visina broda ovisi o broju paluba tj. namjeni i konceptu broda. Brzina brodova je u relativno uskom području između 19 i 22 čvora, iako se grade i brodovi s predviđenom brzinom od 25 čvorova. Kao posljedica zahtjeva za brzinu i instaliranu snagu te uslijed relativno male nosivosti takvih brodova forma broda je vrlo fina s vrlo kratkim paralelnim srednjakom što rezultira u malim koeficijentom punoće $C_B \approx 0.65$. Zadnjih godina uslijed uzlaznog trenda na tržištu grade se brodovi preko 100 000 GT, s duljinom preko 300 m i više od 3000 putnika (do 2007 g. najveći isporučen "Freedom of the Seas" s 158 000 GT, ($L_{OA}=339m$, $B=38.6m$ i 4375 putnika). S obzirom na trendove na tržištu može se očekivati daljnji rast brodova (*post-panamax*) kako u duljinu i širinu tako i kapacitetu [14]. Broj velikih putničkih brodova koji su isporučeni između 2000. i 2006. je preko 60, gdje je oko 15 brodova preko 100 000 GT. Rekorder po veličini trenutno je projekt *Genesis* s 220 000 GT, ($L_{OA}=360m$, $B=47m$, $D=65m$ i 5400 putnika). Projektni zahtjevi slični su za sve vrste putničkih brodova, ali s porastom duljine sve im je teže udovoljiti. Dobar pregled trenda rasta glavnih dimenzija brodova za kružna putovanja te postojećih ograničenja (kanali, mostovi) dan je u [15]. Čitave ekipe stručnjaka raznih profila prate i ispituju tržište nastojeći ponuditi privlačan i ekonomski isplativ koncept broda. Putnički brodovi za kružna putovanja postali su pravi mali gradovi, gdje ideje arhitekata postaju sve originalnije i složenije. Veliki unutarnji prostori, atriji, kazališta s reduciranim brojem upora, veliki otvori u poprečnim i uzdužnim pregradama i palubama postavljaju pred projektanta konstrukcije niz problema i izazova. Iz sigurnosnih razloga brodice za spašavanje postavljaju se obično između 7 i 9 palube kako bi se reducirala visina od vodne linije. To uzrokuje velike recese na polovini visine broda i

smanjivanje efektivnosti gornjih paluba u uzdužnoj čvrstoći. Najnovije klase brodova za kružna putovanja povećale su broj putničkih paluba u nadgrađu sa prijašnjih četiri na šest do osam što dovodi do daljnjih problema u stabilitetu i kontroli težine. Druga značajka je povećanje broja putničkih kabina sa pogledom na more (oko 80% od ukupnog broja kabina) i balkonom (oko 70%) [14], što postavlja dodatne zahtjeve na strukturni projekt jer bitno smanjuje smičnu krutost bokova.

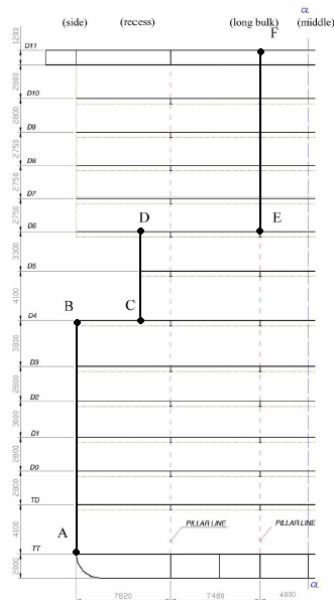
2.1.1 Strukturne specifičnosti i opterećenja brodova za kružna putovanja

Dvostruko dno i palube obično se protežu duž cijele duljine broda, gdje je razmak među palubama oko 2.7 do 2.8 m [16], dok u javnim prostorima taj razmak povećava na 3.0 do 3.3 m radi većeg komfora putnika. Glavne poprečne pregrade obično se protežu do pregradne palube, (eng. *subdivision deck*), dok njihov razmak definiraju zahtjevi za stabilitetom i nepotopivosti u oštećenom stanju. U nadgrađu je razmak poprečnih pregrada pod utjecajem protupožarnih zahtjeva, što obično rezultira razmakom pregrada od oko 40 m. Zbog nedostatka poprečnih pregrada jaki uzdužni palubni nosači (podveze) obično su poduprti sustavom upora. One se protežu cijelom visinom broda te se na kraju oslanjaju na jake uzdužne nosače dvodna. Razmak upora je obično dva do tri razmaka okvirnih rebara. Prostore koji zbog svoje namjene i funkcionalnosti imaju reducirani broj upora (atriji, velike dvorane, kina, kazališta,..) potrebno je posebno razmotriti. Tu se često pribjegava konceptu da upore u palubama iznad takvog prostora uvijek budu u vlaklu i na taj način nose donju strukturu. Često takvi prostori zbog smanjene krutosti imaju problema s vibracijama te je potrebno izbjeći rezonantni efekt s glavnim izvorima uzbuđe. Kod mnogih brodova za kružna putovanja poprečno orebrenje se proteže na donji dio trupa, dok su palube, dno, dvodno i nadgrađe uzdužno orebrene. U pikovima je poprečno orebrenje zbog prirode problema (velika lokalna opterećenja - projektni tlakovi) mnogo prikladnije. Razmak okvirnih rebara obično se kreće oko 2.5 do 3.0 m, dok se razmak uzdužnjaka definiran kroz Pravila ($s=470+L/0.6$) najčešće kreće od 600 do 800 mm. Pregledom strukturnih dimenzija limova i profila kod već izgrađenih brodova za kružna putovanja vidljivo je da se debljine limova kreću od 5 do 15 mm, dok je visina uzdužnjaka (najčešće HP profila) od 80 do 220 mm. Čelik povećane čvrstoće obično se koristi samo u jako napregnutim zonama koncentracije naprezanja (najgornjim palubama nadgrađa, područjima otvora, itd), dok većina konstrukcije s običnim brodograđevnim čelikom zadovoljavaju sve zahtjeve. Jedan od efikasnih načina minimizacije težine, pogotovo u nadgrađu, jest korištenje alternativnih materijala (aluminij, stakloplastika). Vrlo dobar pregled iskustava u korištenju takvih materijala u nadgrađu velikih brodova za kružna putovanja, izgrađenim u brodogradilištima *Fincantieri*, dan je u [17]. Korištenjem takvih materijala bitno se povećavaju ukupni troškovi te se koriste samo

alternativno i namjenski, obično onda kada postoji opasnost da težina premaši zadanu marginu. Upotreba aluminijskih slitina zbog loših protupožarnih svojstava i veće cijene uglavnom nije opravdana.

Upotreba čeličnih *sandwich*-panela umjesto klasičnog orebrenog panela, također se istražuje. Primjena je uglavnom usmjerena na nestrukturane palubice u nadgrađima putničkih brodova, i podizne palubice kod Ro-Ro/Ro-Pax brodova i brodova za prijevoz automobila [18] i [19]. Iako takvi paneli pokazuju dobra strukturna svojstva, i imaju mnoge prednosti (težina, cijena), njihova primjena ograničena je tehnologijom laserskog zavarivanja. Još uvijek se čekaju odgovarajuća, potpunija Pravila klasifikacijskih društava, i verifikacija na osnovi iskustva iz prakse i pokusa u laboratorijima.

Opterećenje paluba brodova za kružna putovanja dosta je uniformno, tako da je po nekoliko paluba opterećeno istom vrijednošću lokalnog opterećenja. Tipična opterećenja nižih paluba stanovanja su oko 0.5 do 0.6 t/m², a paluba nadgrađa od 0.3 do 0.4 t/m². Za prostore strojarnice, radionica i teških zaliha obično se traži da udovoljavaju zahtjevima za normalni teretni brod te je tu vrijednost opterećenja najčešće od 1.4 do 1.9 t/m². Većina raznih inačica putničkih/Ro-Pax brodova imaju takvu formu i raspored vlastite težine (prilično jednolik uzduž broda) da se uvijek na mirnoj vodi nalaze u pregibnom stanju tj. imaju višak uzgona na sredini, a težine na krajevima. Uslijed takve distribucije statičkog opterećenja, obično su opterećeni vrlo visokim pregibnim momentom savijanja na mirnoj vodi. Kombinacija maksimalnog pregibnog momenta savijanja na mirnoj vodi i maksimalnog valnog pregibnog momenta daje maksimalna uzdužna naprezanja. Kombinacija minimalnog pregibnog momenta savijanja na mirnoj vodi i maksimalnog valnog progibnog momenta daje mogućnost pojave tlačnih naprezanja u gornjim palubama. To se nastoji izbjeći jer tlačna naprezanja u gornjim palubama nadgrađa koje su većinom od vrlo tankih limova (5 do 6 mm), mogu uzrokovati probleme s izvijanjem. Po *IMO* zahtjevima minimalna tlačna izdržljivost od 30 N/mm² mora biti osigurana na svim palubama [16]. Distribucija poprečne sile na mirnoj vodi obično slijedi teoretsku distribuciju s maksimalnim vrijednostima u području oko 0.25 *L* i 0.75 *L* od krmene okomice. Značajne veličine poprečne sile dobiju se zbrajajući maksimalnu vrijednost poprečne sile uslijed vala i na mirnoj vodi. To može uzrokovati velika smična naprezanja u elementima konstrukcije koji preuzimaju poprečnu silu. Tipični konfiguracija *post-Panamax* putničkog broda za kružna putovanja prikazana je na slici 2-4. Strukturni elementi koji preuzimaju smična naprezanja leže duž linije A-B-C-D-E-F te možemo identificirati tri područja po visini presjeka: 1) stijenka boka do gornje palube trupa (A-B); 2) stijenka recesa (C-D); 3) stijenka uzdužne pregrade u nadgrađu (E-F).



Slika 2-4 Tipična konfiguracija glavnog rebra *post-Panamax cruisera* [20]

Globalni efekti koje takva diskontinuirana struktura generira su:

- djelomična efektivnost paluba nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda,
- smanjena smična krutost bokova uslijed velikih otvora i utjecaj veličine otvora na efektivnost paluba nadgrađa,
- transfer sila između trupa i nadgrađa, povećana smična naprezanja u predjelu recesa,
- upliv smičnih naprezanja na raspodjelu normalnih,
- veličina aksijalnih sila u sustavu upora,
- smično izvijanje u tankim uzdužnim pregradama (recesi za komunikaciju oko CL-a),
- problem izvijanja tankih paluba u nadgrađu,
- problem poprečne čvrstoće okvira i poprečnih pregrada kod nagnutog broda.

2.2. Osnovne karakteristike i fizikalna pozadina strukturne interakcije trup-nadgrađe

Pod pojmom strukturne interakcije trup-nadgrađe obično se podrazumijeva odziv na koji trup i nadgrađe djeluju podvrgnuti vertikalnom momentu savijanja. Problem je uglavnom orijentiran na određivanje načina distribucije primarnih naprezanja u trupu i nadgrađu od uzdužne čvrstoće broda te će samo taj aspekt biti razrađen kroz ovo poglavlje.

Primjenom, kroz ovaj rad predložene metodologije, paralelno s primarnom čvrstoćom moguće je razmatrati i problem sekundarne i tercijarne uzdužne čvrstoće te poprečne čvrstoće okvira [21].

Proračun uzdužne čvrstoće izvodi se sa svrhom dimenzioniranja uzdužno efikasnih elemenata brodske konstrukcije. To su konstruktivni elementi koji se kontinuirano protežu duž većeg dijela broda (opločenje i uzdužnjaci dna, dvodna, paluba, vanjske oplata, uzdužnih pregrada, itd.). Da se odrede naprezanja u tim konstruktivnim elementima potrebno je iz vanjskog opterećenja (statičkog i dinamičkog) proračunati globalne poprečne sile i vertikalne

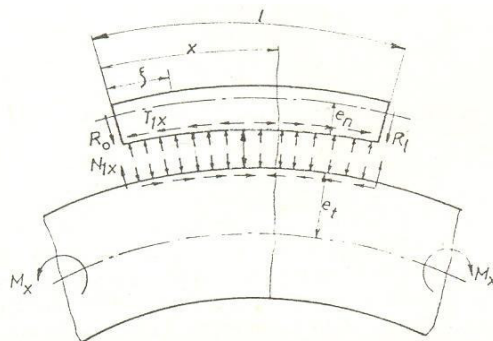
momente savijanja u pojedinim poprečni presjecima. Proračun poprečnih sila i momenata savijanja veoma je jednostavan za statička opterećenja (brod na mirnoj vodi) i objašnjen je u svim udžbenicima iz čvrstoće/konstrukcije broda npr.[22], dok je direktni proračun valnih opterećenja, još uvijek relativno kompliciran i nepouzdan s velikim rasipanjem rezultata (ovisno o razini proračuna). Direktni proračuni vertikalnog momenta savijanja koji je najvažniji za uzdužnu čvrstoću, iako nije predmet ovog rada, detaljnije je razmatran kroz 4. poglavlje isključivo s projektnog stanovišta. Kroz ovaj rad detaljno je istraživana način distribucije primarnih naprezanja koju proračunati moment savijanja izaziva. Kod jednopalubnih trgovačkih brodova (tankeri, brodovi za rasuti teret, kontejnerski brodovi,..) dokazano je da klasična *Bernoullijeva* teorija grede gdje se brodski trup idealizira gredom složenog presjeka [22] daje prihvatljive rezultate. Radi razumijevanja same biti problema iznesene su osnovne pretpostavke na kojima se temelji klasična teorija grede [23]:

- I) Poprečni presjeci koji su normalni na neutralnu liniju grede prije savijanja ne deformiraju se nego samo zakreću te ostaju normalni na neutralnu liniju i nakon savijanja, što implicira linearnu raspodjelu deformacija po visini poprečnog presjeka. Kako presjek ostaje normalan na neutralnu liniju proizlazi da su smične deformacije zanemarene. Pozicija neutralne linije jednostavno se dobiva iz uvjeta ravnoteže sila i momenta na presjeku. Kako su u elastičnom području deformacije linearno proporcionalne naprezanjima vrijedi linearna raspodjela naprezanja.
- II) Pretpostavlja se da je opterećenje takvo da se generira samo normalno naprezanje u smjeru uzdužne osi grede, σ_x te da je greda podvrgnuta vrlo malim deformacijama koje zanemarivo utječu na promjenu geometrije.
- III) Pretpostavlja se linearno elastičan materijal za koji vrijedi *Hookeov* zakon.

Iznesene pretpostavke primjenjive su na relativno duge grede kod kojih je omjer duljine i visine grede veći od 6. Za kratke grede utjecaj smičnih deformacija ne može se zanemariti.

2.2.1. Mehanizam prijenosa sila iz trupa u nadgrađe [22]

Kod savijanja broskog trupa dolazi do krivljenja i rastezanja (u slučaju pregibnog momenta savijanja) gornje palube trupa koja je u dodiru s donjom strukturom bočne stijenke nadgrađa. Zbog toga nastaju duž dodirne površine normalne sile N_{lx} i smične sile T_{lx} po jedinici duljine koje prouzrokuju savijanje nadgrađa, vidi sliku 2-5.



Slika 2-5 Prijenos sila iz strukture trupa u nadgrađe [22]

Radi uravnoteženja normalnih sila N_{1x} javljaju se na krajevima nadgrađa reaktivne sile R_0 i R_t , koje uzrokuju koncentraciju naprezanja na tim mjestima. Na osnovu sheme sila na slici 2-5 mogu se odrediti dijelovi ukupnog momenta savijanja M_x koji otpada na trup i nadgrađe. Moment savijanja M_{tx} koji otpada na trup broda u proizvoljnom presjeku x dan je izrazom:

$$M_{tx} = M_0 + Q_0x - R_0x + \int_0^x \int_0^x q_{tx} dx dx + \int_0^x N_{1x} dx - e_t \int_0^x T_{1x} dx \quad (2-1)$$

M_0 – vrijednost momenta savijanja M_x u presjeku kroz lijevi kraj nadgrađa,
 Q_0 – vrijednost poprečne sile Q_x u presjeku kroz lijevi kraj nadgrađa,
 R_0 – reakcija između trupa i nadgrađa koja se prenosi lijevom krajnom pregradom nadgrađa,
 q_{tx} – vanjsko opterećenje trupa,
 e_t – razmak najgornje palube trupa (na kojoj leži nadgrađe) od neutralne linije trupa bez nadgrađa

Djelovanje smičnih sila T_{1x} na brod u presjeku x može se nadomjestiti ekscentrično smještenom silom koja u trupu izaziva tlak i savijanje okarakterizirano momentom savijanja $T_{1x} \cdot e_t$:

$$T_x = \int_0^x T_{1x} dx \quad (2-2)$$

Kod toga pretpostavljamo linearnu raspodjelu normalnih naprezanja po poprečnom presjeku. Moment savijanja M_{nx} koji otpada na nadgrađe broda u proizvoljnom presjeku x dan je izrazom:

$$M_{nx} = R_0x + \int_0^x \int_0^x q_{nx} dx dx - \int_0^x N_{1x} dx - e_n \int_0^x T_{1x} dx \quad (2-3)$$

gdje je:
 q_{nx} – vanjsko opterećenje nadgrađa,
 e_n – razmak neutralne linije poprečnog presjeka nadgrađa od palube trupa.

Ako zbrojimo izraze (2-1) i (2-3) koji predstavljaju dijelove momenta savijanja preuzetih od trupa i nadgrađa dobivamo:

$$M_{tx} + M_{nx} = M_0 + Q_0x - (e_t + e_n)T_x + \int_0^x \int_0^x q_x dx dx \quad (2-4)$$

gdje je: $q_x = q_{tx} + q_{nx}$
 Ako uzmemo u obzir da je ukupni moment savijanja M_x u bilo kojem presjeku s apcisom x dan izrazom

$$M_x = M_0 + Q_0x + \int_0^x \int_0^x q_x dx dx \quad (2-5)$$

Možemo jednadžbu (2-4) transformirati u oblik:

$$M_x = M_{tx} + M_{nx} + T_x(e_t + e_n) \quad (2-6)$$

koja pokazuje na koji se način moment savijanja M_x raspodjeljuje na trup i nadgrađe. Da stvarno možemo proračunati momente savijanja koji otpadaju na trup i nadgrađe prema formulama (2-1) i (2-3) potrebno je prije toga odrediti raspodjelu normalnih sila N_{1x} i smičnih

sila T_{1x} na dodirnim površinama trupa i nadgrađa. To je dovelo do razvoja raznih teorija za analitičko rješavanje problema nadgrađa čiji je pregled dan u poglavlju 2.3.

Predstavljeno je samo načelno rješenje problema radi fizikalnog razumijevanja same prirode problema. Raspodjela i veličina smičnih i normalnih sila na spojnim površinama trupa i nadgrađa uvjetuje i raspodjelu i veličinu smičnih i normalnih napreznja u konstruktivnim elementima trupa i nadgrađa. Te sile moraju zadovoljiti sljedeće uvjete ravnoteže:

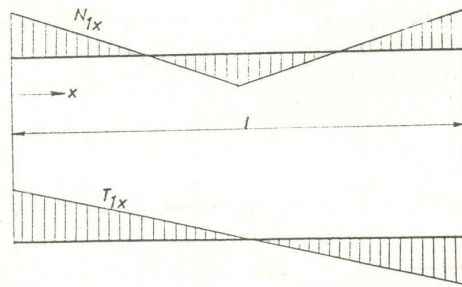
$$\int_0^l T_{1x} dx = 0 \quad (2-7)$$

$$\int_0^l N_{1x} dx = R_0 + R_l$$

U slučaju da na krajevima nadgrađa ne postoje krajnje pregrade koji će preuzeti reaktivne sile R_0 i R_l , tada i normalne sile N_{1x} također moraju biti međusobno u ravnoteži:

$$\int_0^l N_{1x} dx = 0 \quad (2-8)$$

Ako pretpostavimo u prvom približenju da je raspodjela tih sila linearna tada bi na osnovu jednadžbe (2-7) kvalitativna distribucija sila duž nadgrađa izgledala kao na slici 2-6.



Slika 2-6 Približna raspodjela normalnih i smičnih sila po površini dodira trupa i nadgrađa [22]

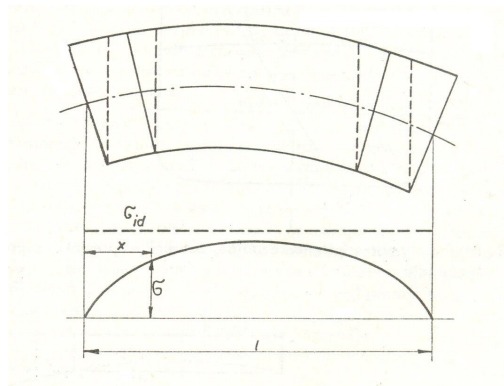
Ako razmotrimo poprečni presjek na udaljenosti x tada se na presječnim površinama javljaju normalna napreznja σ_x . Uvjet ravnoteže sila tog dijela nadgrađa tada glasi:

$$\int_0^x T_{1x} dx = \int_A \sigma_x dA \quad (2-9)$$

Budući da lijeva strana gornje jednadžbe raste s porastom udaljenosti x od lijevog kraja, moraju se smične sile T_{1x} smanjivati s većim x tako da budu u ravnoteži sa silom na desnoj strani jednadžbe, jer se napreznja σ_x ne mijenjaju tako brzo. Zbog toga sile imaju približno takav tok kakav je prikazan na slici 2-6. Veće smične sile prema krajevima nadgrađa prouzrokuju i veće smične deformacije koja ima za posljedicu opadanje normalnih napreznja prema krajevima nadgrađa, slika 2-7.

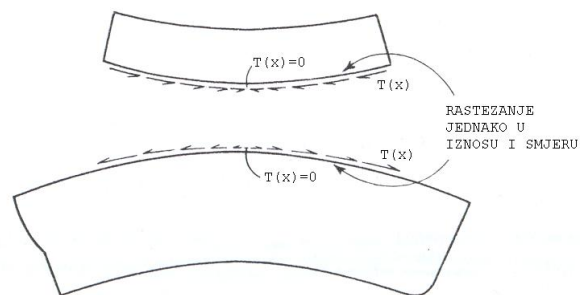
Na krajevima nadgrađa normalna naprezanja jednaka su nuli pošto mora biti ispunjen uvjet

ravnoteže iz jed.(2-9)→ za $x=0$ vrijedi $\int_0^x T_{1x} dx = 0$.



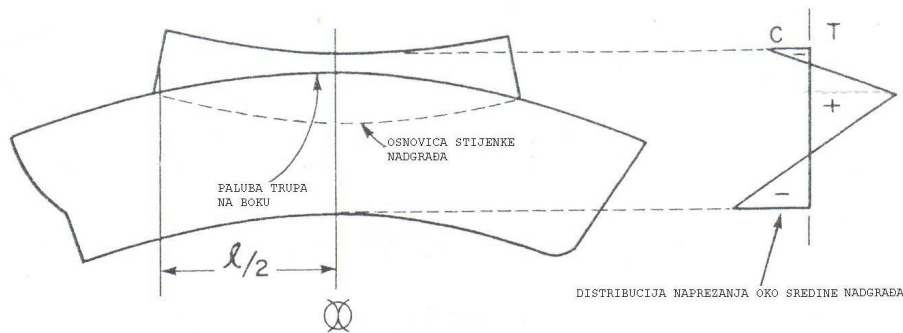
Slika 2-7 Približna raspodjela normalnih naprezanja po duljini nadgrađa [22]

Ako promotrimo hipotetski slučaj u kojem nema djelovanja normalnih sila $N_{1x}=0$ tada na nadgrađe kao gredu djeluje samo sustav smičnih sila koji je ekscentričan s obzirom na neutralnu liniju strukture nadgrađa. U tom slučaju takav sustav sila neće samo utjecati na čisto rastezanje stijenke nadgrađa već će djelovati i na zakrivljenost nadgrađa s obrnutim predznakom od zakrivljenosti trupa, tj. ako je trup u progibu, nadgrađe će biti u progibu, vidi sliku 2-8.



Slika 2-8 Slučaj različitog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa [23]

Ovakav ekstremni slučaj sigurno nije realno očekivati pošto će i sama vlastita težina nadgrađa izazvati određenu distribuciju normalnih naprezanja na spoju nadgrađa i trupa. Ovaj slučaj samo ukazuje na teoretsku mogućnost da trup i nadgrađe imaju zakrivljenost različitog predznaka. Ako za izneseni slučaj pretpostavimo da klasična teorija grede vrijedi pojedinačno i za trup i nadgrađe tada dobivamo i linearnu (ne i kolinearnu) distribuciju deformacija i naprezanja posebno po visini trupa i po visini strukture nadgrađa, vidi sliku 2-9. Slika naprezanja prema 2-9 može odgovarati stanju u sredini nadgrađa za duža nadgrađa, dok se udaljavanjem prema krajevima slika naprezanja mijenja zbog porasta smičnih sila. Također primjećujemo da je linija naprezanja prekinuta na gornjoj palubi trupa iz čega slijedi zaključak: *idealizacija sustav trup-nadgrađe kao jedinstvene grede preko klasične teorije grede ne daje zadovoljavajuće rezultate.*

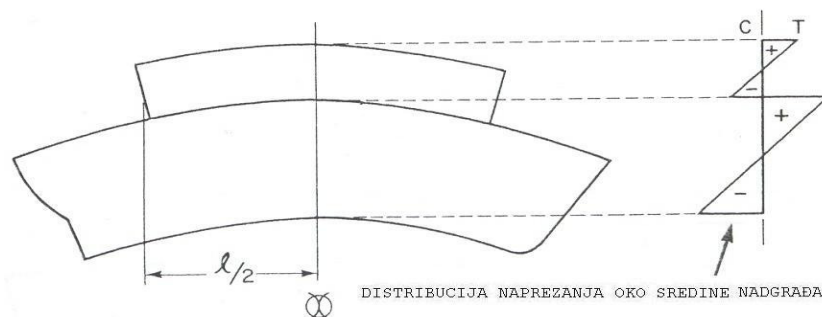


Slika 2-9 Linearna distribucija naprezanja oko sredine nadgrađa za slučaj različitog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa s pretpostavkom linearne teorije grede [23]

Iz ovog razmatranja logički se nameće ideja razmatranja trupa i nadgrađa kao dvije odvojene grede što su prepoznali i brojni autori koji su dali analitičko rješenje ovog problema sa sustavom višestrukih greda, vidi poglavlje 2.3.

2.2.2. Utjecaj krutosti gornje palube trupa na kojoj leži nadgrađe

Veoma bitan parametar za ponašanje sustava trup-nadgrađe je krutost gornje palube trupa na kojoj leži stijenka nadgrađa. U slučaju nadgrađa gdje stijenka nadgrađa leži u liniji sa stijenkom boka trupa broda možemo pretpostaviti beskonačno kruti spoj. Ako u tom slučaju pretpostavimo da imamo djelovanje samo normalnih sila te nema prijenosa smičnih sila tada će zakrivljenost nadgrađa imati isti predznak kao i zakrivljenosti trupa tj. ako je trup u pregibnom stanju zakrivljenosti i nadgrađe će poprimiti isto stanje zakrivljenosti. Distribucija naprezanja za ovakav hipotetički slučaj korištenjem linearne teorije biti će prema slici 2-10.



Slika 2-10 Linearna distribucija naprezanja oko sredine nadgrađa za slučaj istog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa s pretpostavkom linearne teorije grede [23]

Deformacija trupa prikazana je na spoju boka i palube trupa dok je deformacija nadgrađa prikazana na mjestu spoja stijenke nadgrađa i palube trupa.

U slučaju kada stijenka nadgrađa ne leži u liniji sa stijenkom boka trupa broda (palubna kućica) dolazi do deformacija palube trupa na kojoj leži kućica uslijed djelovanja vertikalnih sila N_{1x} , slika 2-11. Progib na mjestu spoja ovisi o krutosti palube trupa koja u ovom slučaju predstavlja

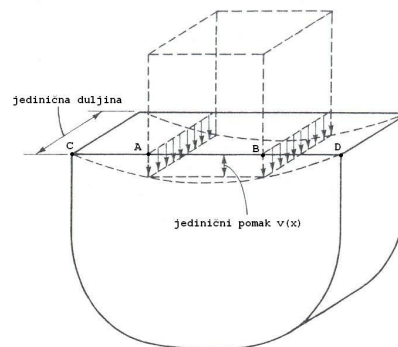
elastičnu podlogu na kojoj leži nadgrađe. Na mjestima poprečnih pregrada ili jakog sustava upora koji podržavaju strukturu kućice nemamo relativnih pomaka. Na drugim pozicijama duž spoja trupa i stijenke nadgrađa može doći do značajnih relativnih pomaka u odnosu na bok palube trupa. Možemo definirati normalnu silu $N_1(x)$ na presjeku x od kraja nadgrađa u ovisnosti o vertikalnoj krutosti palube trupa na slijedeći način, slika 2-11:

$$N_1(x) = k(x) v(x)$$

$k(x)$ = sila po jedinici duljine na poziciji x potrebna da proizvede jedinični vertikalni pomak između točke na boku palube trupa (točka C) i točke baze stijenke nadgrađa na palubi trupa (točka A).

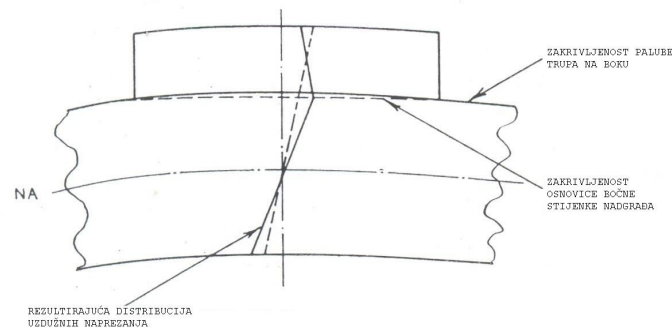
$v(x)$ = vrijednost vertikalnog pomaka između točke na boku palube trupa (točka C) i točke baze stijenke nadgrađa na palubi trupa (točka A).

Zbog toga se zakrivljenost palubne kućice može umnogome razlikovati od zakrivljenosti trupa. Vidljivo je, da što je stijenka nadgrađa bliža boku broda, zakrivljenost sustava trup-nadgrađe teoretski više poprima oblik prema slici 2-10. Obrnuto udaljavanjem stijenke nadgrađa od boka broda zakrivljenost sustava trup-nadgrađe teoretski više poprima oblik prema slici 2-9.



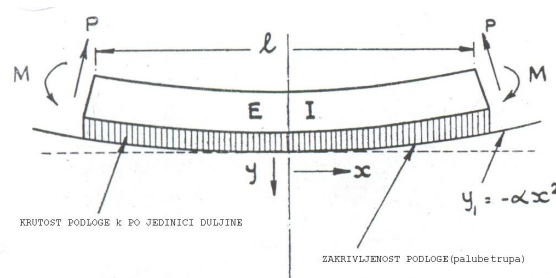
Slika 2-11 Deformacija palube trupa na kojoj leži palubna kućica [23]

Ovo razmatranje nam ukazuje na bitnu ulogu same geometrije nadgrađa (u ovom slučaju širine nadgrađa). Određivanje krutosti palube trupa veoma je komplicirano i predstavljalo je glavni problem brojnim istraživačima koji su formulirali analitičko rješenje problema (vidi poglavlje 2.3) jer ovisi o brojnim strukturnim parametrima kao što su pozicija i krutost poprečnih pregrada, sustava upora, krutosti sponja i podveza koji čine roštilj palube, debljini oplata te može varirati duž nadgrađa. U realnom slučaju opterećenja brodske konstrukcije postoji istovremeno djelovanje i smičnih i normalnih sila na spoju kako je to prikazano na slici 2-5. Kombinacija različitih distribucija spomenutih sila koje djeluju na spoju uvjetovati će i različitu zakrivljenost nadgrađa od trupa. Oblik zakrivljenosti nadgrađa obično leži između dva ekstrema prikazana na slikama 2-9 i 2-10 te može biti prilično složen. Ako pretpostavimo manju zakrivljenost nadgrađa u odnosu na strukturu trupa (što je realan slučaj) oblik zakrivljenosti poprima formu prema slici 2-12 te rezultira u smanjenju uzdužnih naprezanja u nadgrađu.



Slika 2-12 Linearna distribucija naprezanja oko sredine nadgrađa za slučaj istog predznaka zakrivljenost trupa i nadgrađa s pretpostavkom manje zakrivljenosti nadgrađa [23]

Ako idealiziramo nadgrađe kao gredu na elastičnoj podlozi i uspostavimo statičke uvjete ravnoteže možemo teoretski razmotriti utjecaj krutosti podloge na oblik deformacije grede [24]. Problem je prikazan na slici 2-13, pretpostavljajući trup u progibnom stanju.



Slika 2-13 Nadgrađe kao greda na elastičnoj podlozi [24]

Paluba trupa nalazi se u tlačnom stanju naprezanja te se ono može transformirati u moment savijanja M koji djeluje na krajevima nadgrađa i aksijalnu silu koja djeluje u neutralnoj liniji strukture nadgrađa. Utjecaj ove sile koja uzrokuje jednoliku tlačnu deformaciju u razmatranju nije bitno i može se izostaviti. Također je pretpostavljeno da se samo ispod svakog kraja nadgrađa u strukturi trupa nalazi poprečna pregrada te da između imamo jednoliki sustav palubnih sponja i orebrenja palube. Prisutnost poprečnih pregrada na krajevima nadgrađa je bitna jer one preuzimaju razliku neuravnotežene normalne sile u vidu sile P . Ujedno možemo pretpostaviti apsolutnu krutost ispod krajeva nadgrađa tj. da nema relativnih pomaka između točke palube trupa na boku i na mjestu dodira sa stijenkom nadgrađa. Krivulju zakrivljenosti trupa na poziciji spoja s bokom možemo prikazati općim izrazom: $y_1 = -\alpha x^2$, dok y predstavlja veličinu progiba palube trupa na mjestu stijenke nadgrađa na nekoj poziciji x .

Diferencijalnu jednadžbu savijanja grede $\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{M}{EI}$ moguće je izraziti kao:

$$EI \frac{d^4y}{dx^4} = -N_1(x) = -k(y - y_1) = -k(y + \alpha x^2)$$

gdje k predstavlja krutost podloge koja je već prije definirana, vidi sliku 2-11.

Rješenje diferencijalne jednačbe moguće je pretpostaviti u obliku [24]:

$$y = 2A \cos \beta x \cosh \beta x + 2B \sin \beta x \sinh \beta x - \alpha x, \quad \text{gdje je } \beta = \sqrt[4]{\frac{k}{4EI}}$$

Iz uvjeta simetrije pojavljuju se dvije konstante A i B koje je moguće odrediti iz rubnih uvjeta:

$$\text{Za } x = \frac{l}{2}, \quad \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M}{EI}, \quad \frac{d^3 y}{dx^3} = \frac{P}{EI}$$

Iz čega slijedi:

$$2A = \left(\frac{\alpha}{\beta^2} + \frac{M}{2EI\beta^2} \right) \frac{-\sin \frac{\beta l}{2} \cosh \frac{\beta l}{2} + \cos \frac{\beta l}{2} \sinh \frac{\beta l}{2}}{\sinh \frac{\beta l}{2} \cosh \frac{\beta l}{2} + \sin \frac{\beta l}{2} \cos \frac{\beta l}{2}} - 2 \frac{P}{2EI\beta^3} \cos \frac{\beta l}{2} \cosh \frac{\beta l}{2}$$

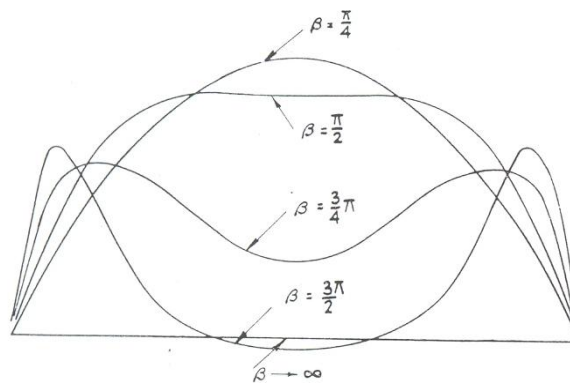
$$2B = \left(\frac{\alpha}{\beta^2} + \frac{M}{2EI\beta^2} \right) \frac{\cos \frac{\beta l}{2} \sinh \frac{\beta l}{2} + \sin \frac{\beta l}{2} \cosh \frac{\beta l}{2}}{\sinh \frac{\beta l}{2} \cosh \frac{\beta l}{2} + \sin \frac{\beta l}{2} \cos \frac{\beta l}{2}} - 2 \frac{P}{2EI\beta^3} \sin \frac{\beta l}{2} \sinh \frac{\beta l}{2}$$

Za uvjet da je P takav da za $x=l/2$ slijedi $y = \alpha (l/2)^2$ dobivamo konačni izraz za konstante A i B .

$$2A = \left(\frac{\alpha}{\beta^2} + \frac{M}{2EI\beta^2} \right) \frac{-\sin \frac{\beta l}{2} \sinh \frac{\beta l}{2}}{\cos^2 \frac{\beta l}{2} + \sinh^2 \frac{\beta l}{2}}$$

$$2B = \left(\frac{\alpha}{\beta^2} + \frac{M}{2EI\beta^2} \right) \frac{\cos \frac{\beta l}{2} \cosh \frac{\beta l}{2}}{\cos^2 \frac{\beta l}{2} + \sinh^2 \frac{\beta l}{2}}$$

Koristeći gornje jednačbe vrijednost izraza $(y_l + \alpha x^2)$ izračunata je za razne vrijednosti β pod pretpostavkom $l/2=1$. Varirana je krutost k dok su ostale varijable držane konstantnim. Iz dobivenih vrijednosti izvedeni su dijagrami koji pokazuju kvalitativnu promjenu zakrivljenosti strukture nadgrađa u ovisnosti o promjeni faktora β (tj. krutosti palube trupa), slika 2-14.



Slika 2-14 Krivulje razlike zakrivljenosti linije savijanja trupa i nadgrađa u ovisnosti o različitim vrijednostima β duž nadgrađa [24]

Iz ovih dijagrama moguće je izvesti sljedeće zaključke:

- za male vrijednosti krutosti palube trupa ($\beta \ll 1$) nadgrađe ima trend savijanja (pregib) obrnut od smjera savijanja trupa \rightarrow smanjenje uzdužnih napreznja u palubi nadgrađa,

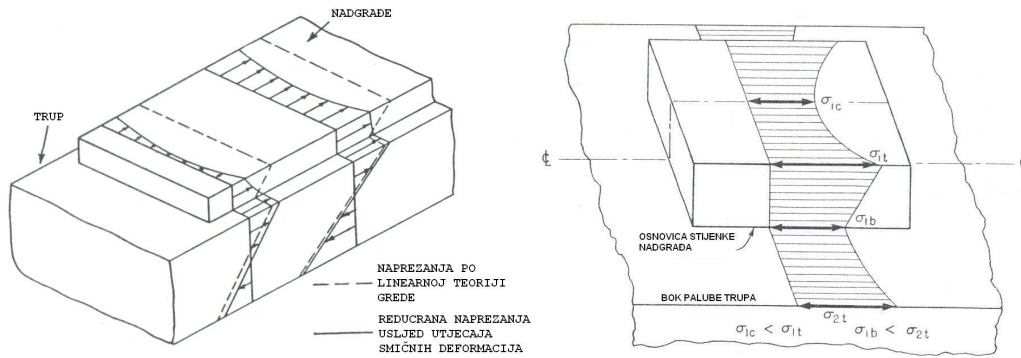
- b) kako se krutost palube povećava ($\beta \gg 1$) krivulja zakrivljenosti poprima sve složeniju formu te ima trend približavanja formi linije zakrivljenosti trupa \rightarrow povećanje uzdužnih naprezanja u palubi nadgrađa.

U projektnom smislu to načelno znači da ako želimo projektirati nadgrađe koje će efikasno sudjelovati u uzdužnoj čvrstoći i preuzimati dio momenta savijanja tada je bitno da paluba trupa na kojoj leži bude što kruća \rightarrow stijenka boka nadgrađa u liniji s bokom trupa. Nasuprot tome ako želimo nadgrađe učiniti neopterećenim u uzdužnoj čvrstoći tada je potrebno imati relativno elastičnu podlogu \rightarrow palubna kućica što udaljenija od boka trupa. Umetanjem poprečnih pregrada unutar trupa po dužini nadgrađa povećala bi se krutost palube trupa što bi liniju zakrivljenosti nadgrađa učinilo složenijom, ali i približilo liniji zakrivljenosti samog trupa.

2.2.3. Utjecaj smičnih deformacija na redukciju normalnih naprezanja

U slučajevima kada je omjer duljine naspram visine grede relativno malen (kratke grede) utjecaj smičnih deformacija i naprezanja na uzdužna naprezanja postaje dominantan i potrebna je modifikacija klasične teorije grede koja je taj efekt zanemarivala. Rješenje je dano u gredi koja uzima u obzir utjecaj smika tzv. *Timoshenkova* greda. Pretpostavke *Bernoullijeve* teorije grede da se presjeci zakreću, ali da ostaju ravni ostvarena je samo onda ako nema poprečnih sila tj. kada je moment savijanja jednolik duž nosača. Kako to u praksi nije slučaj za brodske konstrukcije javljaju se poprečne sile koje izazivaju smične deformacije koje deformiraju presjek pa on ne ostaje više ravan već se deformira. Zbog toga ni normalna naprezanja nisu više linearno raspodijeljena duž visine presjeka. Odnos momenta savijanja i zakrivljenosti potrebno je modificirati uzevši u obzir utjecaj smičnih deformacija na zakrivljenost grede [22].

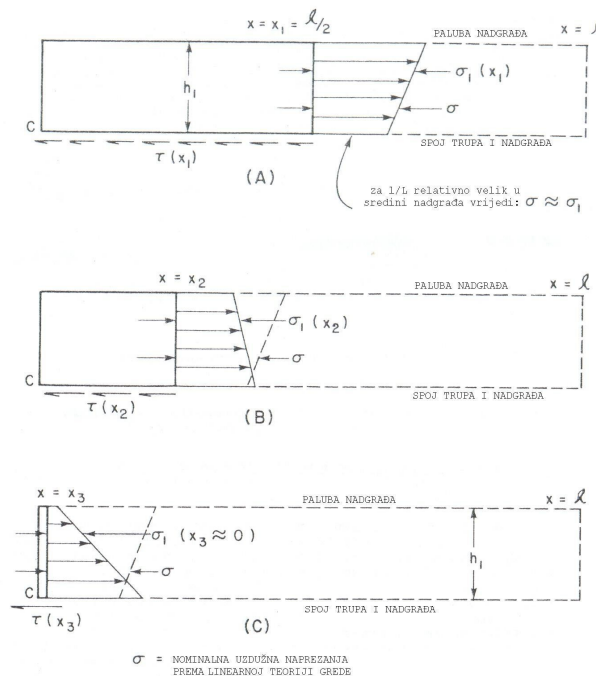
Prethodna razmatranja odnose se na razmatranje brodske strukture kao 2D duge grede. U gornjim razmatranjima i normalne i smične sile ovisile su samo o poziciji x duž nadgrađa $\rightarrow N(x), T(x)$. Ista pretpostavka vrijedila je i za krutost palube trupa $k(x)$. Naravno da je stvarna brodska struktura trodimenzionalna te da normalne i smične sile na određenom presjeku variraju i u poprečnom smislu $N(x,z), T(x,z)$ isto kao i krutost palube $k(x,z)$. Točnu raspodjelu normalnih i smičnih naprezanja po presjeku daje teorija elastičnosti, dok je približna raspodjela normalnih naprezanja uslijed utjecaja smične deformacije dana teorijom *Lockwood-Taylor* [22]. Metoda proširene teorije grede primjenom minimizacije totalne potencijalne energije dana je u [25]. Uslijed smičnih naprezanja povećavaju se normalna naprezanja na spoju struka i pojasa, a opadaju po širini pojasa. Taj fenomen je u literaturi poznat pod pojmom (eng. *shear lag*) i prikazan je na slici 2-15. To je naročito prisutno kod kutijastih struktura kao što je brod gdje vanjska oplata boka broda predstavlja struk, a oplata paluba pojas nosača. Efekt opadanja normalnih naprezanja u palubama trupa i nadgrađa od boka prema sredini broda stoga je uobičajen, pogotovo za relativno kratka i široka nadgrađa.



Slika 2-15 Raspodjela normalnih naprezanja uslijed upliva smičnih naprezanja [26]

2.2.4. Utjecaj geometrije nadgrađa i razne mjere efikasnosti nadgrađa

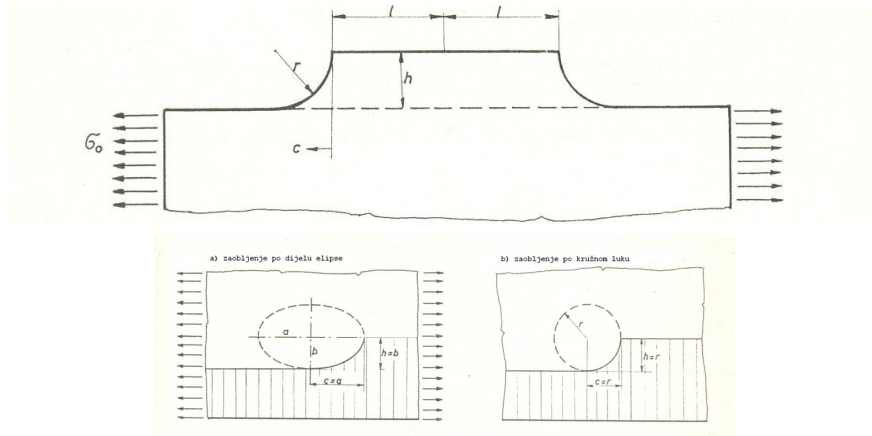
Generalno je geometriju nadgrađa moguće definirati pomoću duljine, širine i visine nadgrađa te će u ovom podpoglavlju biti ukratko razmotren njihov utjecaj na distribuciju naprezanja na jednostavnom primjeru jednokatnog nadgrađa/kućice. Duljina nadgrađa je parametar koji je identificiran kao izrazito bitan za efikasnost nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda. Fizikalno svako nadgrađe bez obzira na njegovu duljinu sudjeluje u preuzimanju momenta savijanja s određenom efikasnošću. Osnovna postavka je sljedeća: *što je duže nadgrađe to je veća efikasnost nadgrađa*. Ako promotrimo stanje naprezanja u presjeku x_1 , slika 2-16, vidimo da su uzdužna naprezanja $\sigma_1(x_1)$ u ravnoteži s smičnim naprezanjima $\tau(x_1)$ koja se javljaju na spoju stijenke nadgrađa i trupa kako bi se zadovoljila ravnoteža prema (2-9).



Slika 2-16 Raspodjela normalnih naprezanja u nadgrađu po dužini nadgrađa [23]

Kako se udaljavamo prema krajevima iako normalna naprezanja opadaju, bitno se smanjuje i smična površina ($A_s(x)=t \cdot x$) te uslijed zadržavanja uvjeta ravnoteže iz izraza (2-9) rastu smična naprezanja. Vidimo da za duga nadgrađa pod određenim pretpostavkama (npr. velika krutost podloge, itd.) u sredini nadgrađa vrijedi distribucija uzdužnih naprezanja koja otprilike slijedi linearnu teoriju. Stvarna geometrija nadgrađa pogotovo putničkih brodova je vrlo složena (više katova nadgrađa, različite dužine, visine i širine, itd.) što traži i složeniju metodologiju rješavanja tog problema, što jedan od glavnih ciljeva ovog rada.

Prema krajevima imamo takozvani efekt krajeva (eng. *end effect*) te pojavu koncentracije naprezanja. Za pojavu koncentracije naprezanja na krajevima nadgrađa glavni uzročnik kako je već spomenuto je nejednolika raspodjela smičnih sila na spojnim površinama trupa i nadgrađa. Približan proračun koncentracije naprezanja prema teoriji diskontinuiranih veza koju je razvio Šimanski dan je u [22]. Lokalno pojačavanje krajeva stijenke nadgrađa i dijela palube trupa kao i postepeni prijelaz iz palube trupa u stijenku nadgrađa, slika 2-17, često se koristi u praksi..



Slika 2-17 Zaobljenje krajeva nadgrađa u svrhu smanjenja koncentracije naprezanja [22]

Istraživanja su pokazala da zaobljenje krajeva nadgrađa u eliptičnom luku bolje smanjuje koncentraciju naprezanja od kružnog zaobljenja. U tom slučaju velika os elipse postavlja se horizontalno te je jako bitan omjer a/b glavnih osi elipse. Istraživanja provedena na eksperimentalnim modelima pokazala su da faktor koncentracije naprezanja brzo raste kada je odnos $a/b < 1$ do 1.2, dok je taj rast relativno spor ako je taj odnos između 1.5 i 1.8 [22]. Manja površina krajnjih presjeka nadgrađa također daje manje koncentracije naprezanja.

Brojni autori pokušali su dati načelni odgovor na pitanje koliko mora biti dugo nadgrađe da bi sa značajnije participiralo u uzdužnoj čvrstoći? Prije toga razmotrimo različite definicije pojma efikasnosti nadgrađa, pošto je nekoliko istraživača pokušalo izraziti odnos geometrije i stupnja efikasnosti nadgrađa u dijagramskom obliku.

- a) *Vasta* [27] je jedan od prvih koji je uveo efektivnost kao mjeru sudjelovanja nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći. On je efektivnost nadgrađa izrazio pomoću izračunatog naprezanja na glavnoj

palubi trupa ako nema nadgrađa σ_{x0} i stvarnih naprezanja na istoj poziciji kada imamo nadgrađe σ_x . U ovom slučaju efektivnost nadgrađa može se izraziti kao postotak smanjenja naprezanja u palubi trupa uslijed postojanja nadgrađa: $\eta = 100 \cdot \left(1 - \frac{\sigma_x}{\sigma_{x0}}\right)$

b) *Caldwell* [26] također uvodi pojam efikasnosti nadgrađa η_s kao mjere smanjenja naprezanja u gornjoj palubi trupa zbog utjecaja nadgrađa u usporedbi s maksimalno mogućom redukcijom

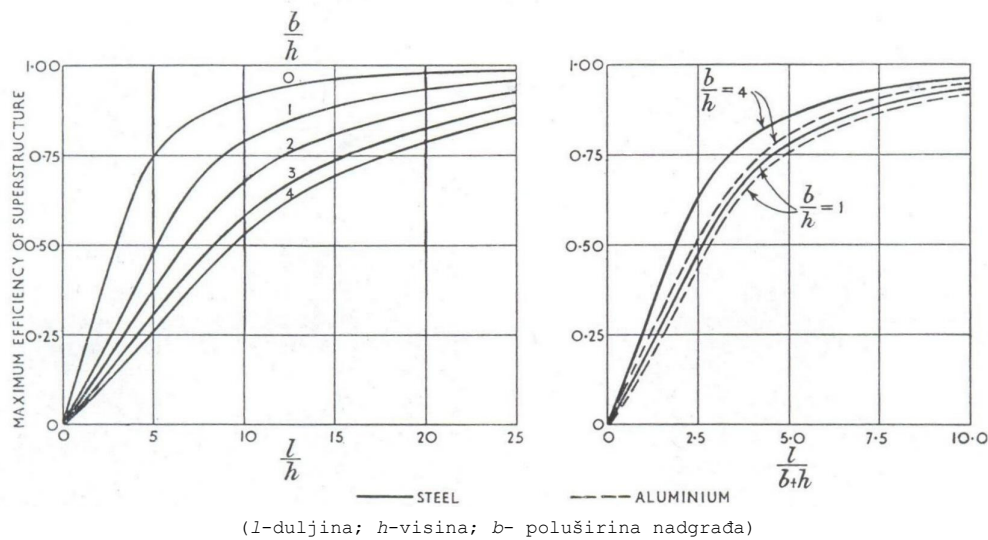
$$\text{naprezanja kada bi nadgrađe bilo potpuno tj. 100 \% efikasno: } \eta_s = \frac{\sigma_{x0} - \sigma_x}{\sigma_{x0} - \sigma_{x1}}$$

σ_{x0} – max. naprezanja na gornjoj palubi trupa izračunata teorijom grede pod pretp. 0% efikasnosti nadgrađa;

σ_x – maksimalna izračunata (npr.MKE) naprezanja na gornjoj palubi trupa s nadgrađem;

σ_{x1} – max. naprezanja na gornjoj palubi trupa izračunata teorijom grede pod pretp. 100% efikasnosti nadgrađa

Za razne pojednostavljene konfiguracije nadgrađa *Caldwell* je izveo brojne praktične projektne dijagrame koji dovode u vezu efikasnost nadgrađa i njegove geometrijske karakteristike (l -duljina, h - visina, b - poluširina nadgrađa) za dvije vrste materijala: čelik i aluminij. Ti dijagrami prikazani na slici 2-18 izvedeni su na osnovi predložene teorije ravninskih naprezanja (vidi poglavlje 2.3) uz sva ograničenja koje je teorija pretpostavljala (npr. beskonačno kruta podloga, zanemarivanje smičnih efekata, itd.).



Slika 2-18 Efektivnost nadgrađa u ovisnosti o geometrijskim karakteristikama [26]

Ideja dijagrama na slici 2-18 je brzi uvid u vrijednost maksimalne efikasnosti nadgrađa s pretpostavljenom geometrijom u konceptualnoj fazi projekta. Pri tome treba biti vrlo oprezan jer treba voditi računa o uvedenim pretpostavkama. Zanemarivanje određenih pretpostavki koji u dijagramu nisu uzeti u obzir a u stvarnom problemu se pojavljuju mogu dovesti do pogrešnih rezultata. Kratkim numeričkim primjerom provjereno je kako se predstavljeni dijagrami poklapaju s proračunom efikasnosti gdje je stvarno naprezanje σ_x dobiveno iz MKE proračuna.

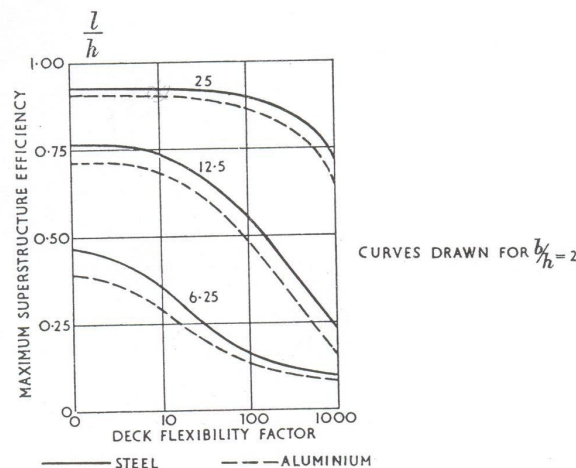
Numerički primjer :

Izračunata je efikasnost nadgrađa broda za prijevoz vagona te je uspoređena s iznosom koji bi se dobio iz dijagrama na slici 2-18. Proračun odziva proveden je metodom konačnih elemenata (MKE) pri čemu je modelirana kompletna 3D struktura broda [28]. Brod i nadgrađe imaju sljedeće karakteristike: ($L_{OA}=154.5$ m; $B/2=8.75$ m; $l=64$ m; $h=2.65$ m; $b= 5.25$ m).

Za stvarno naprezanje u palubi trupa dobiveno iz 3D MKE proračuna izračunati stupanj efikasnosti iznosi $\eta_s=0.65$ [28]. Stupanj efikasnosti koji se dobije iz dijagrama na slici 2-18 ($b/h=2$; $l/h= 24.5$; $l/(b+h)=8.2$) iznosi za oba dijagrama oko $\eta_s=0.9$.

Dobivena razlika može se objasniti time da izvedeni dijagrami uzimaju u obzir beskonačnu krutost palube trupa koja odgovara u slučaju da imamo *pravo* nadgrađe ($b/0.5 \cdot B=1$), a ne za palubnu kućicu gdje linija nadgrađa nije u liniji sa stijenkom trupa ($b/0.5B=0.6$). U tom slučaju fleksibilnost palube trupa smanjuje efektivnost nadgrađa. *Caldwell* je taj efekt izrazio faktorom fleksibilnosti palube ψ te je također dijagramski predstavio promjenu efikasnosti η_s ovisno o faktoru ψ i omjeru l/h (za omjer $b/h=2$ što odgovara našem primjeru), slika 2-19.

Vidimo da i za relativno veliku vrijednost faktora fleksibilnosti palube između $\psi=100$ i 1000 te za $l/h= 24.5$, dobivamo još uvijek povećani stupanj efikasnosti nadgrađa $\eta_s =0.75$ do 0.95.



Slika 2-19 Efektivnost nadgrađa u ovisnosti o krutosti palube trupa [26]

Slično razmatranje tj. usporedba efikasnosti nadgrađa gdje je odziv dobiven MKE proračunom i efikasnosti dobivenom iz *Caldwell*-ovih dijagrama provedeno je na primjeru ratnog broda te je ostvareno nešto bolje poklapanje proračunskih i dijagramskih rezultata [29].

c) *Terazawa* [30] je također izrazio nekoliko mogućnosti proračuna efikasnosti nadgrađa:

$$\eta_s = \frac{\sigma_{x1}}{\sigma_x}$$

gdje σ_{x1} i σ_x imaju isto značenje kao i kod u *Caldwella*. Alternativno je dao još jednu definiciju koja uključuje odnos između gornje palube nadgrađa i gornje palube trupa:

$$\eta = \frac{\sigma_{1t}}{\sigma_{x0}}$$

σ_{x0} – maksimalna naprezanja na gornjoj palubi trupa bez nadgrađa;

σ_{1t} – maksimalna naprezanja na gornjoj palubi nadgrađa

Terazawa je također objavio rezultate istraživanja provedenih u Japanu koji su pokušali definirati, kolika je minimalna duljina nadgrađa, koja bi rezultirala potpunom efikasnošću na sredini nadgrađa. Rezultati tog istraživanja predviđaju skoro 100% efikasnost u slučaju kad je:

$$l \geq 0.7 L \text{ i } l \geq 4(2h + 2b)$$

gdje je: l = duljina nadgrađa, h = visina nadgrađa, b = poluširina nadgrađa.

Caldwell [26] je iznio nešto konzervativnije stajalište u svezi tog problema te je predvidio da duljina nadgrađa l koja je 5 puta veća od njenog opsega osigurava minimalno 90% efikasnosti (kako ju je on definirao) na sredini nadgrađa: $l \geq 5(2h + 2b)$

U svom izvještaju iz 1964 god. ISSC preporuča da duljina palubne kućice od $0.25L$ do $0.35L$ osigurava efektivno sudjelovanje nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći. Za nadgrađa (bok stijenke u liniji s bokom broda) efektivnost se može postići za duljine već od $0.19L$. Pod pojmom pune efikasnosti ISSC smatra da odnos uzdužnih naprezanja koja se javljaju na gornjoj palubi nadgrađa i dopuštenih naprezanja od uzdužne čvrstoće nije manji od 0.9.

Zahtjevi Pravila klasifikacijskih društava

Klasifikacijska društva također za konceptualno razmatranje sudjelovanja nadgrađa imaju sličan pristup te definiraju kriterije prema kojima se gornja paluba nadgrađa može smatrati palubom čvrstoće. Npr. prema *HRB*-u i *DNV*-u paluba čvrstoće je:

- paluba koja čini gornji pojas poprečnog presjeka trupa. To može biti i paluba srednjeg nadgrađa. Ako se proteže unutar $0.4L$ srednjeg dijela broda u duljini većoj od:

$$L = 3(B/2 + h) \quad ; \quad h - \text{visina od gornje neprekinute palube do razmatrane palube}$$

- paluba nadgrađa koja se proteže unutar $0.4L$ na sredini broda, a duža je od $0.15L$ prema *HRB*-u, $0.2L$ prema *DNV*-u ili $0.14L$ prema *ABS*-u [31],
- krmena paluba ili paluba niskog nadgrađa koja se proteže unutar $0.4L$ u sredini broda.

Kraća nadgrađa izvan sredine broda klasifikacijska društva smatraju potpuno neefikasnim u uzdužnoj čvrstoći broda i ne uzimaju se u razmatranja. Klasifikacijska društva imaju u odnosu na *Caldwella* i *Terazawu* još konzervativniji pristup. To utječe da strukturne dimenzije kraćih palubnih kućica koje nisu potpuno efikasne imaju strukturne dimenzije kao da sa 100% efikasnosti sudjeluju u uzdužnoj čvrstoći. To je sa stajališta klasifikacijska društva logičan pristup (na strani sigurnosti), ali ne i poželjan sa stanovišta projektanta jer može rezultirati, u

pojedinih situacijama i nepotrebnim povećanjem težine u relativno neopterećenom nadgrađu te podizanjem centra težišta po visini presjeka. Zbog neracionalnosti ovakvog pristupa, klasifikacijska društva ostavljaju prostor za direktni proračun efikasnosti strukture nadgrađa, danas obično korištenjem MKE.

2.2.5. Utjecaj bočnih otvora u strukturi nadgrađa

Otvori u bočnoj stijenci nadgrađa ovisno o rasporedu, veličini i obliku otvora značajno utječu na način distribucije naprezanja i prijenosa iz palube trupa u nadgrađe. Načelno veći otvori smanjuju prijenos naprezanja iz trupa u nadgrađe. U područjima gdje imamo značajnu smičnu silu prijenos naprezanja u palube trupa zbog većih smičnih deformacija biti će smanjen, što uzrokuje smanjeno sudjelovanje nadgrađa u efikasnijem preuzimanju momenta savijanja. Smična naprezanja u preostalom materijalu oko bočnih otvora biti će povišena te je pojedina kritična mjesta potrebno kompenzirati. Otvore je potrebno pravilno oblikovati izbjegavajući oštre kutove zbog porasta koncentracije naprezanja na tim mjestima.

Mehanizam prijenosa smičnih deformacija dao je *Fransman* u svojoj metodi modeliranja otvora pomoću koncepta ekvivalentne smične krutosti [32], koja je predstavljena u poglavlju 4. Veličina bočnih otvora i krutost uzdužne pregrade nadgrađa identificirani su kao dominantni topološki parametri koji utječu na oblik distribucije primarnih naprezanja po visini broda te su u 6. poglavlju i kroz primjer 8.2 detaljnije razmotreni.

2.3. Pregled metoda za rješavanje problema strukturne interakcije trup-nadgrađe

Intenzivnija znanstvena teorijsko-eksperimentalna istraživanja utjecaja dugih palubnih kućica i nadgrađa na uzdužnu čvrstoću broda razvila su se po završetku II svjetskog rata. U to vrijeme još uvijek nije bila postavljena cjelovita, znanstveno utemeljena i praktički primjenjiva teorija i analitička metoda kojom su se mogla proračunati primarna naprezanja u nadgrađu/palubnim kućicama, iako je sam problem prepoznat još mnogo ranije.

2.3.1. Ranije studije (period prije II svjetskog rata)

Ranije studije, u periodu do II svjetskog rata, uglavnom su za objašnjenja efekta nadgrađa i palubnih kućica, koristile jednostavnu teoriju grede. Naravno da ograničenja i pretpostavke koje sadrži jednostavna teorija grede nisu predstavljale zadovoljavajuću osnovu za teorijsko objašnjenje fenomena interakcije trupa i nadgrađa te se on svodio uglavnom na uočavanje fenomena i parametara koje ga uzrokuju i intuitivno predlaganje rješenja.

King i *Montgomerie* u svojim radovima [33] i [34] iz 1913 i 1915 god. razmatraju problem dimenzioniranja strukturnih elemenata u nadgrađu na osnovu iskustava u pregledu oštećenja brodova s nadgrađem tog vremena i zaključuju da su naprezanja u nadgrađu veća nego se to

pretpostavlja i da koncept ekspanzijskog spoja koji se već tada primjenjivao ne sprječava u potpunosti prijenos naprezanja iz palube trupa u laganu strukturu nadgrađa. Česte pukotine oko ekspanzijskih spojeva na izvedenim brodovima ukazivale su na nepotpuno razumijevanje samog mehanizma prijenosa naprezanja kao i netočnost proračuna iznosa koncentracija naprezanja u samom spoju. Problem interakcije trupa i nadgrađa u to doba uglavnom se svodio na pitanje dali nadgrađe projektirati da sudjeluje u uzdužnoj čvrstoći ili ne. Ako se nadgrađe projektiralo da sudjeluje u uzdužnoj čvrstoći onda se podrazumijevala njegova potpuna efikasnost. U drugom slučaju, potpuno neefikasnog nadgrađa problem se svodio na određivanje broja, pozicije i projektiranje ekspanzijskih spojeva. Brojna oštećenja linijskih brodova tog doba koji su imali ugrađene ekspanzijske spojeve postavili su veliki interes za rješavanje tog problema i od strane brodovlasnika i brodograditelja.

Značajan napredak u razumijevanju problema postignut je od strane *Hovgaard* [35]. On je bio jedan od prvih istraživača koji je u potpunosti prepoznao važnost određivanja smičnih naprezanja na spoju trupa i palubnih kućica. *Hovgaard* je postavio teoriju prijenosa smičnih naprezanja u zakovanim i zavarenim spojevima i njenu primjenu na diskontinuitete koje se pojavljuju u brodskim strukturama kao što su otvori i palubne kućice. Pretpostavio je da se palubna kućica ponaša kao nosač spojen na palubu trupa te je i njegovo ponašanje time uvjetovano. Ispravno je pretpostavio smanjivanje smičnih naprezanja prema sredini spoja nadgrađa i trupa i porast prema krajevima nadgrađa. Također je uočio da naprezanja u palubnim kućicama proizlaze iz dva stanja naprezanja: a) uslijed utjecaja smika zbog činjenice da palubna kućica leži na uzdužno opterećenoj palubi trupa; b) uslijed samostalnog savijanja palubne kućice koju trup s određenim stupnjem prisiljava da se savija u istom obliku. Njegovo istraživanje obuhvatilo je ploče ograničene duljine spojene s glavnom strukturom trupa i opterećene na vlak ili tlak u smjeru paralelnom s pločom. Saznanja iz tih radova uz mala odstupanja i modifikacije bilo je moguće iskoristiti za realne brodograđevne probleme uključujući i probleme dugih palubnih kućica. Intuitivnom analitičkom formulacijom problema pokušao je odrediti distribuciju i veličinu naprezanja. Također je vrlo kritički sagledao upotrebu ekspanzijskih spojeva i upozorio na nužnost pojačanja spoja nadgrađa i palube trupa na samim krajevima uslijed porasta smičnih naprezanja.

2.3.2. Eksperimentalne studije (modelska ispitivanja i mjerenja u naravi)

Korištenje eksperimentalnih fizikalnih modela i mjerenja u naravi uslijed nemogućnosti provođenja dovoljnog točnog analitičkog proračuna zastupljeno je u velikoj mjeri u godinama iza II svjetskog rata npr. [27, 36, 37]. Takvi eksperimenti pomogli su u prepoznavanju određenih

fizikalnih pojava i razumijevanju samog problema te su umnogome doprinijeli u formuliranju teorijskih osnova i analitičkih metoda.

Vasta je u svom radu [27] iz 1949 god. obavio sistematski niz mjerenja (u naravi) naprezanja strukture trupa i nadgrađa, na putničko-teretnom brodu *S.S. President Wilson*. Ovaj rad sadrži važne informacije o načinu raspodjele naprezanja po visini trupa i nadgrađa te distribuciji naprezanja kroz palube trupa i palube nadgrađa (od kojih je najgornja paluba bila izrađena od aluminijske legure) te utjecaju nadgrađa na krutost trupa. Također je po prvi puta kroz eksperiment u naravi potvrđeno odstupanje rezultata od linearne teorije grede i nemogućnost njenog korištenja u rješavanju ovog problema. *Vasta* je prepoznao i identificirao niz faktora koji utječu na doprinos nadgrađa u savojnoj krutosti sustava trup-nadgrađe:

- geometrija nadgrađa,
- dužina nadgrađa,
- odstupanje linije bočne stjenke nadgrađa od boka trupa,
- moment inercije nadgrađa u odnosu na trup,
- fleksibilnost gornje palube trupa i roštilja palube.

Ovaj rad poslužio je kao odličan test primjer za razne teorijske modele koji su u godinama koje slijede razvijani od strane raznih drugih autora.

Muckle je proveo testove s aluminijskim modelom nadgrađa koje je predstavljalo *dugi* palubni most [36]. Iz tog istraživanja potvrdio se utjecaja efekta krajeva što rezultira smanjivanjem naprezanja prema krajevima nadgrađa te utjecaj *shear lag* što uzrokuje opadanje naprezanja od bočne stjenke prema simetralnoj ravnini.

Modelskim eksperimentalnim istraživanjem koje je 1949 objavio *Holt* [38] otišlo se korak dalje te su obavljena ispitivanja s dvije vrste materijala nadgrađa (čelik i aluminij). Također je ispitivan utjecaj bočnih otvora u stijenci nadgrađa na prijenos naprezanja u gornje palube. S obzirom na trup testovi su pokazali relativno dobro poklapanje s teorijom grede do razine gornje palube trupa, ali i jak utjecaj bočnih otvora u stijenci nadgrađa na distribuciju naprezanja u strukturi nadgrađa.

Muckle [39] 1955 god. provodi drugo istraživanje na kompozitnim modelima (trup-čelik, nadgrađe-aluminijska legura) u kojim je proučavao utjecaj duljine, širine i dimenzija nadgrađa na strukturni odziv trup-nadgrađe. Odnos duljina nadgrađa (l) prema duljini trupa (L) uzet je u slijedećim omjerima: $\frac{l}{L} = 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0$ *Muckle* je došao do zaključka da nadgrađa kraća od 70% duljine trupa ne sudjeluju potpuno efikasno u prijenosu opterećenja po jednostavnoj teoriji grede pošto je kod njih utjecaj smika na distribuciju naprezanja u palubi nadgrađa jako izražen.

Iste godine (1955) *Crawford* i *Ruby*, pod pokroviteljstvom *Ship Structure Committee*, objavljuju opširan rad [37] u svezi interakcije trup-nadgrađe putem eksperimentalnih modelskih

ispitivanja. Rad je obavljen sa svrhom provjere teorije distribucije naprezanja između trupa i dugih palubnih kućica koje je iznio *H.H.Bleich* u [40]. Teorijski model počivao je na konceptu nelinearne distribucije naprezanja uslijed različitoga savijanja dviju greda (trup i nadgrađe) koje su u određenoj interakciji. Kao važan parametar interakcije uzeta je samo vertikalna krutost palube trupa na kojoj kućica leži, dok drugi parametri nisu varirani. Izvedeno je devet testova na aluminijskom modelu dugom 20 stopa, s tri različite dužine kućica. Model je opterećen konstantnim pregibnim momentom savijanja duž palubne kućice. Konstantni poprečni presjek trupa i kućice duž modela zadržan je za sve modele. U radu je na cjelovit i opširan način dana tehnika i rezultati mjerenja (dijagrami distribucije naprezanja i pomaka). Kao rezultat rada potvrđeno je načelno poklapanje s teorijom posebno za modele s dugom palubnom kućicom koja je dobro podržana od strane podupirućih poprečnih pregrada. Uočeno je da uniformna krutost palube trupa također pridonosi poklapanju rezultata eksperimenta s teorijom. Broj poprečnih pregrada istaknut je kao važan parametar koji pridonosi uključivanju u uzdužnu čvrstoću, posebno dugih kućica. Za duge palubne kućice na relativno fleksibilnoj podlozi te kratke kućice na krutoj podlozi poklapanje rezultata teorije i eksperimenta pokazalo se veoma senzitivno. U zaključku je istaknuta nužnost novih modelskih testova s variranjem brojnih parametara (realnije određivanje krutosti podloge, variranje momenta inercije i smične krutosti, krutosti podloge duž modela, parabolična distribucija momenta savijanja, efekt poprečnih pregrada, ekspanzijski spojevi i dr.) kako bi se teorija na potpuniji način validirala.

Objavljivanje rezultata mjerenja u naravi i na modelima, ohrabrilo je brojne istraživače na daljnji rad na razvoju teorijskih osnova za formulaciju analitičkih modela kojim bi se tako dobiveni rezultati usporedili s eksperimentalnim podacima.

2.3.3. Analitičke metode

Ukratko je dan pregled razvoja analitičkih metoda kojima se pokušavao riješiti problem interakcije trup-nadgrađe.

Analitičke metode koje su prikazane u nastavku moguće podijeliti u dvije grupe:

- 1) teorija višestrukih greda (eng. *multi-beam theory*) npr.[41, 42, 43, 44],
- 2) teorija ravninskih naprezanja (eng. *plane stress theory*) npr.[24, 26, 45].

2.3.3.1 Teorija višestrukih greda

Teorija višestrukih greda u osnovi pretpostavlja da se trup i nadgrađe ponašaju kao dvije grede na koje se jednostavna teorija grede može posebno primijeniti.

Crawford [41] u svom radu iz 1950. po prvi put definira analitičku metodu za procjenu naprezanja u palubnim kućicama čija duljina se proteže na 35% i više duljine trupa. On je pretpostavio da su opterećenja koja se pojavljuju na spoju trup-nadgrađe u osnovi uzdužna

smična i vertikalna opterećenja te ih je izrazio u formi trigonometrijskog ili Fourierovog reda. Uvjeti ravnoteže uzdužnih sila i momenata savijanja koriste se za određivanje nekoliko nepoznatih koeficijenata iz tih redova. Pretpostavljajući trup i nadgrađe kao jednostavne grede, njihov relativni pomak može se dobiti iz distribucije momenta savijanja uz zanemarivanje efekta smične deformacije. Deformacija roštilja palube trupa također se može dobiti pretpostavljajući da su grede zglobno oslonjene na bok trupa i opterećene silom na spoju s uzdužnom stijenkom nadgrađa. Na taj način je uzet u obzir efekt krutosti glavne palube trupa koji je u prijašnjim studijama bio zanemaren [33]. Zadovoljavanjem uvjeta kompatibilnosti pomaka trupa i nadgrađa na nekoliko pozicija bilo je moguće odrediti preostale nepoznanice iz pretpostavljenih redova. Rješenje je bilo ograničeno za palubne kućice s jednim katom čije su dimenzije takve da se konstrukcija može idealizirati grednim modelom. Također je rješenje bilo ograničeno pretpostavkom da se poprečne pregrade nalaze samo na krajevima palubnih kućica. Ta i neka druga ograničenja (nije uzet u obzir utjecaj smika) iznesene teorije veoma su suzili praktičnu primjenjivost same metode. Ipak, *Crawford-u* se mora priznati da je bio jedan od prvih koji je prepoznao činjenicu da zakrivljenost strukture palubne kućice u centralnoj ravnini može dosta odstupati od zakrivljenosti strukture trupa, pa čak biti i obrnuta što je veoma važna spoznaja. U svom radu *Crawford* također naglašava potrebu razvoja projektnih semi-empiričkih formula ili dijagrama koji bi ubrzali projektni postupak. Takve dijagrame kao pomoć projektantu zajedno sa svojim analitičkim postupkom nešto kasnije razvio je *Caldwell* [26].

Daljnji razvoj teorije dao je *Bleich* [40, 42] u svom pokušaju da analitičkim modelom ponovi rezultate dobivene mjerenjima na brodu *S.S. President Wilson* koje je proveo *Vasta* [27]. U dosta aspekata njegov se rad oslanjao na rad *Crawforda* [41]. *Bleich* je također uveo pretpostavku da se trup i palubna kućica ponašaju kao dvije zasebne grede, gdje za svaku od njih vrijede pretpostavke teorije grede. Te dvije grede ne djeluju neovisno nego su prisiljene da djeluju u određenoj interakciji pod utjecajem uzdužnih smični i vertikalnih sila koje su prisutne u spoju. Transfer vertikalne sile na spoju ovisi o fleksibilnosti palube trupa tako da vertikalni pomaci palube trupa i kućice nisu isti. Ovisno o krutosti podloge dva ekstrema su moguća:

1. za teoretski potpuno krutu podlogu (palubu trupa) trup i palubna kućica će se savijati kao jedna greda i distribucija naprezanja biti će prema teoriji grede,
2. za vrlo fleksibilnu podlogu ostvarit će se prijenos samo uzdužne smične sile te će savijanje trupa i kućice imati obrnuti karakter.

Pravo rješenje za realnu brodsku strukturu leži između dva navedena rješenja. *Bleich* je služeći se energetskim pristupom postavio diferencijalnu jednadžbu savijanja grede te dobio rješenje pod pretpostavkom konstantnog momenta savijanja. Distribuciju naprezanja izrazio je u formi:

$$\sigma = \sigma_N + \Phi \Delta \sigma$$

- $\sigma \rightarrow$ ukupno naprezanje na određenom presjeku,
- $\sigma_N \rightarrow$ naprezanje izračunato prema teoriji grede pod pretpostavkom 100% efikasnosti kućice,
- $\Delta \sigma \rightarrow$ tzv. korekcijsko naprezanje izračunato odvojeno za trup i kućicu pod pretpostavkom individualnog savijanja svakog od njih prema teoriji grede,
- $\Phi \rightarrow$ devijacijski faktor; koeficijent koji ovisi o: dužine palubne kućice, krutosti palube trupa (roštilj palube, poprečne pregrade,..), tipu dijagrama momenta savijanja i opterećenja,

Bitno je naglasiti da σ_N i $\Delta \sigma$ ovise samo o vrijednosti momenta savijanja i geometrijskim karakteristikama poprečnog presjeka, dok je tzv. *devijacijski faktor* Φ *Bleich* dao u dijagramskoj formi u ovisnosti o gore navedenim faktorima. Rezultati su izraženi u jednostavnoj formi dajući kolinearnu raspodjelu naprezanja u trupu i palubnoj kućici. Ova metoda bila je mnogo brža i praktičnija za korištenje od one koju je iznio *Crawford* [41]. Kao problem nametnulo se točno određivanje koeficijenta krutosti palube koji je jako utjecao na vrijednost *devijacijskog faktora* Φ . Zanimljivo je naglasiti da je teoriju koju je iznio *Bleich* kroz eksperimente na modelima verificirao upravo *Crawford* [37].

Godina 1957. vrlo je značajna jer su tada u isto vrijeme (na skupu *RINA* u Londonu) predstavljena tri vrlo zanimljiva članka [24, 26, 43] koji predstavljaju bitni iskorak naprijed u razvoju teoretskog modela za praktični proračun naprezanja u interakciji trup-nadgrađe.

Chapman [43] svoju metodu zasniva na metodi konačnih diferencija pretpostavljajući zasebnu primjenu jednostavne gredne teorije posebno na trup, posebno na nadgrađe. Uvodi pretpostavku jednakosti pomaka na dnu stjenke nadgrađa i pomaka na vrhu oplata trupa te pretpostavku da se vertikalna interakcija može izraziti s krutosti palube koja podržava nadgrađe u formi tzv. *foundation modulus*. Problem u ovoj teoriji je bio određivanje upravo tog faktora, problem istovjetan s određivanjem *devijacijskog faktora* Φ kod *Bleich*-ovog postupka.

Koristeći principe postavljene u radovima *Bleich-a* [40, 42] i *Chapman-a* [43] *Schade* je modificirao izvedene jednadžbe i uključio utjecaj smika u model dvostrukih greda [44].

Model višestrukih greda ponovo je, nakon četrdeset godina, reaktiviran i nadograđen od strane *Naar-a* [20] kao neophodan korak za proračun granične čvrstoće trupa velikih putničkih brodova. Grede su međusobno spregnute nelinearnim oprugama koje modeliraju vertikalnu i smičnu krutost spoja.

2.3.3.2 Teorija ravninskih naprezanja

Teorija ravninskih naprezanja (eng. *plane stress theory*) pretpostavlja da su trup i nadgrađe modelirani ravninskim elementima i međusobno spojeni te se na njih mogu primijeniti osnovne jednadžbe iz teorije elastičnosti.

Metodu za praktičan proračun naprezanja u nadgrađu u okviru teorija ravninskih naprezanja prikazao je *Caldwell* u svom vrlo iscrpnom radu [26]. U radu identificira efekte koji uzrokuju nelinearnu raspodjelu naprezanja po visini poprečnog presjeka:

- efekt *slobodnih krajeva* nadgrađa (uslijed različite duljine nadgrađa i trupa),
- efekt fleksibilne podloge/palube (uslijed poprečnog pomaka linije boka nadgrađa i trupa iz čega slijedi različita zakrivljenost trupa i nadgrađa),
- efekt smičnih deformacija uslijed spoja nadgrađa i gornje palube trupa (ovaj efekt imao je utjecaj na zakrivane konstrukcije tog doba).

Osnovu same metode čini određivanje tzv. *faktora efikasnosti* koji pak ovise o gore spomenutim efektima. *Caldwell* se kao i *Bleich* i *Chapman* u svojim grednim modelima susreo s problemom određivanja faktora fleksibilnosti palube k o kojemu jako ovisi vrijednost *faktora efikasnosti*. Vertikalni moment savijanja pretpostavio je u kosinusnoj formi simetrično oko glavnog rebra. Iako je metoda omogućavala da se harmonijskom analizom i superpozicijom izrazi razne distribucije momenta savijanja. Metoda se može sažeti u tabličnoj formi, a razvijeni su brojni pomoćni dijagrami (slike 2-18, 2-19) iz koji se izvlače podaci za određene korake u samom proračunu. Pojam efikasnost nadgrađa predstavljen u 2.2.4 predstavlja mjeru smanjenja naprezanja u gornjoj palubi trupa zbog utjecaja nadgrađa u usporedbi s maksimalnom mogućom redukcijom naprezanja kada bi nadgrađe bilo 100 % efikasno. Nedostaci teorije očitovali su se u sljedećim ograničenjima:

- kontinuirane strukturne dimenzije trupa i nadgrađa (konstantni poprečni presjek),
- konstantna krutost/fleksibilnost gornje palube,
- zanemaren utjecaj velikih bočnih otvora.

Slično *Caldwell*-u i *Johnson* u [24] daje vrlo iscrpan pregled metode, također temeljene na teoriji ravninskih naprezanja, gdje bočne stjenke nadgrađa idealizira oplatom vezanom za trup u ravninskom problemu koristeći jednostavnu teoriju grede. Pretpostavljena je linearna distribucija smičnih naprezanja duž ruba palubne kućice. Metoda se sastojala u pronalasku rješenja za distribuciju uzdužnih naprezanja u sredini bočne stijene palubne kućice (pravokutna ploča opterećena duž jedne stranice) gdje je opterećenje pretpostavljeno duž stranice koja je vezana za palubu trupa. Pomaci palube trupa dobiveni su koristeći jednostavnu teoriju grede. Primijenivši zahtjev za kompatibilnost pomaka dobiveni su vertikalni i uzdužni pomaci osnovice bočne stijene koja je povezana s palubom trupa. Dobivena distribucija naprezanja po širini palube korigirana je za utjecaj smika koristeći koncept sunosive širine (izvedeni dijagrami u ovisnosti o visini i dužini palubne kućice). Teorija je omogućavala uključivanje više paluba u analitički model. Detaljno je predstavljeno razmatranje načina zakrivljenosti nadgrađa u odnosu na trup te senzitivnost parametara koji određuju formu/oblik zakrivljenosti nadgrađa naspram trupa.

Pretpostavljen je matematički istovjetan izraz za definiciju krivulje zakrivljenosti trupa i nadgrađa. *Johnson* je uveo i *defleksijski koeficijent* c izveden iz eksperimentalnih statičkih testova savijanja kojim je korigirao analitičke izraze za krivulje deformacija trupa i nadgrađa. *Defleksijski koeficijent* c definiran je kao:

$$c = \frac{\text{ukupni vertikalni pomak nadgrađa između sredine i kraja}}{\text{ukupni vertikalni pomak trupa duž nadgrađa}}$$

Kao glavne parametre koji definiraju veličinu *defleksijskog koeficijenta* c istaknuti su:

- odnos dužine i širine nadgrađa/kućice prema trupu,
- krutost palube trupa,
- broj i raspored jakih poprečnih pregrada ispod strukture nadgrađa,
- broj i raspored sekundarnih poprečnih pregrada unutar i ispod strukture nadgrađa,
- broj i raspored uzdužnih pregrada unutar i ispod strukture nadgrađa,
- raspored sustava upora.

Naravno da je većina navedenih parametara u određenom interakcijskom odnosu. Npr. ako je širina nadgrađa i trupa ista tada prijenos naprezanja ide direktno bokom i krutost palube trupa uzima se kao apsolutno kruta. Upotreba koeficijenta c je bila ograničena s obzirom na tipove trup/nadgrađe za koje su eksperimenti obavljani. Teorija i eksperimenti potvrdili su mogućnost različite vrijednosti pomaka između trupa i nadgrađa, pa čak i mogućnost različitog predznaka. Potvrđena je važnost utjecaja smika kod kratkih palubnih kućica te onih podijeljenih ekspanzijskim spojevima. Metoda je bila nešto kompliciranija za implementaciju što je otežavalo veće praktično korištenje u projektnim uredima.

Nadopunu tj. proširenje *Caldwell*-ove teorije dali su *Jeager* i *Woortman* 1961 god. u radu [45] uključujući u svoju metodu mogućnost promjene krutosti gornje palube duž broda i utjecaja velikih bočnih otvora. Utjecaj otvora uzet je na vrlo pojednostavljen način polazeći od principa jednakosti volumena materijala u bočnoj stijenci. Uveden pojam efektivne debljine stijenke nadgrađa koja se dobije kao:

$$t_{\text{eff}} = \frac{\text{efektivni volumen materijala u bočnoj stijenci nadgrađa}}{\text{duljina} \cdot \text{visina bočne stijenke nadgrađa}}$$

Istraživanje je pokazalo malu senzitivnost na predloženi način uključenih parametara na efektivnost nadgrađa. Točnost proračuna krutosti gornje palube trupa također je upitna budući da je uvedeno niz pretpostavki koje proračun pojednostavljaju. U radu su također dane praktične smjernice u projektiranju palubnih kućica i nadgrađa prema dostupnim spoznajama tog vremena.

Muckle je u svojim radovima [46, 47] također razmatrao utjecaj velikih otvora u bočnim stjenkama nadgrađa na efikasnost nadgrađa. Razvijena metoda proračuna bila je prilagođena za izrazito velike otvore u boku (npr. balkonska vrata putničkih brodova) te se krutost između

otvora u boku modelirala pomoću uniformo raspoređenih vertikalnih greda. Kada se struktura pod utjecajem opterećenja savija koncentrirana opterećenja se generiraju na spojevima vertikalna i palube nadgrađa. Vertikale se zbog toga deformiraju pod utjecajem savijanja i smika. U isto vrijeme paluba nadgrađa će se rastezati ili skupljati. Izjednačavajući pomake vertikala i pomake u palubi nadgrađa moguće je postaviti seriju jednadžbi iz kojih je moguće odrediti sile na svakom spoju vertikale i palube nadgrađa. Ako se zanemari utjecaj smika onda naprezanje direktno proizlazi kao odnos sile i površine presjeka. Kao značajni faktori identificirani su krutost vertikala i krutost spoja vertikala na palubu trupa. Ograničenja su bila prisutna u vidu zanemarivanja efekta *slobodnih krajeva*, implementacije gredne teorije na donji trup i kontinuirane distribucije opterećenja duž poprečnog presjeka palube nadgrađa. Razvijenu metodu *Muckle* je nastojao verificirati pojednostavljenim eksperimentalnim modelom [47]. Zbog neprimjerenosti odnosa dimenzija eksperimentalnog modela (prije svega debljine oplata) na osnovu tako dobivenih rezultata vrlo je teško donositi generalne zaključke vezano uz nadgrađa brodskih konstrukcija. Eksperimentalni rad tu je poslužio samo u svjetlu verificiranja prethodno iznesene teorije [46].

2.3.4. MKE u rješavanju problema interakcije trup-nadgrađe

Pojavom metode konačnih elemenata (MKE) uglavnom su se napustile do tada razvijene analitičke metode kojima se nije moglo obuhvatiti sve utjecajne faktore, a bile su vrlo složene i dugotrajne te praktički teško upotrebljive u realnom projektnom postupku. Također je potrebno naglasiti da su analitičke metode uglavnom bile usmjerene na određivanje stanja naprezanja na sredini nadgrađa te su davale vrlo malo informacija vezano za stanje naprezanja na krajevima nadgrađa.

Paulling i Payer 1968 godine publiciraju jednu od prvih primjena MKE u brodograđevnoj praksi, upravo na problemu interakcije trup-nadgrađe [48]. Ovaj rad predstavlja prekretnicu u razvoju metoda za proračun strukturnog odziva brodskih konstrukcija i prijelaz s analitičkih na numeričke metode. Prednosti metode konačnih elemenata u rješavanju strukturnih problema pa tako i problema interakcije trup-nadgrađe brzo su bile prepoznate. MKE omogućuje istovremeno uključivanje svih ograničenja i pojednostavljenja koje su koristile analitičke metode. Daljnja istraživanja fenomena nadgrađa i dugih palubnih kućica išla su korištenjem MKE uglavnom na primjerima ratnih brodova kod kojih je taj problem jako izražen.

Mitchell u [49] detaljno diskutira način i razinu modeliranja u okviru metode konačnih elemenata kako bi se dobili zadovoljavajući rezultati posebno na kraju spoja bočne stijenke palubne kućice i trupa gdje je česta pojava koncentracije naprezanja. Daje usporedbu rezultata pojednostavljenog MKE proračuna i eksperimentalnih mjerenja plastičnog modela ratnog broda

u malom mjerilu. Na kraju rada dan je kritički osvrt na efektivnost nadgrađa (sa stanovišta naprezanja i deformacija) kao projektne mjere sudjelovanja palubne kućice u preuzimanju primarnih naprezanja.

McVee u [50] također na primjeru ratnog broda s dugom palubnom kućicom prezentira mogućnosti primjene MKE i daje za konkretni primjer detaljnu distribuciju naprezanja u trupu i palubnoj kućici. Također je dana i usporedba MKE s teorijom grede i s *Caldwellovom* analitičkom metodom.

Ograničenje primjene MKE 70-tih i 80-tih godina prošlog stoljeća bilo je izraženo u vidu *hardverskih* ograničenja računala tog vremena (brzina procesora, veličina memorije, disk, itd.) tako da se nastojalo koristiti relativno jednostavne modele s reduciranim brojem stupnjeva slobode. Daljim razvojem računala primjena MKE postala je uobičajena praksa u svakoj ozbiljnijoj strukturnoj analizi brodskih konstrukcija. Kroz Tablicu 2-1a i 2-1b dan je pregled relevantnih radova koji razmatraju problem interakcije trup-nadgrađe primjenom MKE.

Iz referenci obrađenih kroz Tablicu 2-1a i 2-1b da se zaključiti sljedeće:

- Autori su uglavnom koncentrirani na konkretni problem interakcije trup-nadgrađe s dominantnom primjenom na putničke brodove.
- Primjećuje se da je problem obrađen u većini slučajeva na razini završne analize i evaluacije rezultata i to korištenjem 3D MKE modela cijelog broda, dok je projektني pristup, traženja najbolje/optimalne varijante izostao.
- Identificiran je problem dugotrajnosti izgradnje globalnog 3D MKE modela kao i potreba unaprijeđenja istog kroz vezu CAD- MKE [51].
- Pristup modeliranja makroelementima koji je predložen od strane Žanića i dr. [52] potvrđen je od strane ISSC 2005 [51] kao racionalan pristup u efikasnom manipuliranju problemom brze izgradnje globalnog 3D MKE modela i provođenja proračuna.
- Nema referenci koji sustavno obrađuju problem istovremenog utjecaja raznih topoloških karakteristika na interakciju trup nadgrađa → *motivacija za ovaj rad*.
- Prisutan je mali broj referenci iz područja strukturne optimizacije u kojima je problem interakcije trup-nadgrađe riješen kroz formalnu optimizacijsku proceduru [53] → *motivacija za ovaj rad*.
- Nema referenci koje predlažu metodologiju za racionalno ispitivanje projektinih strukturnih varijanti u konceptualnoj fazi → *motivacija za ovaj rad*.
- Granična čvrstoća trupa aktualna je tema najnovijih istraživanja kao mnogo primjerenija mjera granične izdržljivosti trupa od momenta otpora kod velikih putničkih brodova i kao mogući projektini atribut u odabiru željene varijante.

2. Fizikalna pozadina problema i metode za proračun odziva

Autor [ref.] (godina)	STRUKTURNI MODEL	VALNA OPTEREĆENJA	KRATAK OPIS PROVEDENOG ISTRAŽIVANJA
Žanić i dr. [53] (1986)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 2D MKE model cijeloga broda ▪ Parcijalni 3D MKE model 	Pravila	Strukturne optimizacije, analiza podobnosti i analiza senzitivnosti utjecaja razmak rebara na cijenu/težinu konstrukcije provedena je na 4 varijante konstrukcije te je postignuta ušteda za finalnu standardiziranu verziju od 600 kg/m.
Andreau, Gillet [54] (1988)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Parcijalni 3D MKE model 	Pravila	Kvalitativno razmatrani parametri koji utječu na nelinearnu distribuciju primarnih naprezanja po visini putničkog broda. Uspoređeni rezultati s vrlo grubim parcijalnim modelom. Provedeni su proračuni slobodnih i prisilnih vibracija na 3D MKE modelu.
Fransman [32] (1988)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Analitički model ▪ 2D-3D MKE parcijalni model 	Pravila	Predložen prošireni analitički model prema teoriji <i>Caldwell</i> -a [26] te razvijen analitički pristup definiranju panela s rupom (prozor, vrata) na osnovu ekvivalentne smične krutosti. Rezultati uspoređeni s 3D MKE modelom cijeloga broda na primjeru putničkog broda.
Kobayashi i dr. [55] (1989)	3D MKE model cijeloga broda	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Lin. vrpčasta teorija ▪ Ekvivalentni statički val po Pravilima 	Analiza uzdužne čvrstoće broda za kružna putovanja ($L_{oa}=147m$). Razmatran je i utjecaj smanjenja sunosive širine tankih limova uslijed tlačnog opterećenja.
Heder, Ulfvarson [56] (1990)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Parcijalni 3D MKE model ▪ 2D MKE model cijeloga broda 	Pravila	Predložen princip ortotropne membrane za modeliranje panela s velikim otvorima u boku. Usporedba 3D i 2D MKE modela te usporedba rezultata eksperimentalnih mjerenja s rezultatima MKE modela. Razmatran problem veličine i rasporeda otvora po visini boka.
Gudmunsen [16] (1995)	3D MKE model cijeloga broda	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Pregled strukturnih specifičnosti suvremenih brodova za kružna putovanja. Preporuke u izgradnji strukturnog modela 3D MKE globalnog i lokalnih MKE modela fine mreže i implementaciji opterećenja. Evaluacija kriterija za lokalnu i globalnu čvrstoću po Pravilima LR.
Žanić i dr. [57] (1999)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Parcijalni 3D MKE model ▪ 2D MKE model cijeloga broda 	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Razmatran pristup za efikasno projektiranje konstrukcije putničkih brodova na razini konceptualne i preliminarno/inicijalne faze korištenjem direktnog proračuna. Dani su primjeri strukturne optimizacije trajekta za Baltik, strukturne analize putničkog, broda za kružna putovanja i strukturne analize SWATH-a korištenjem metoda pouzdanosti.
Mackney, Ross [58, 59], (1999)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Jednostavni 3D MKE modeli ▪ Jednostavni 2D MKE modeli 	Pravila	Razmatran utjecaj geometrije palubne kućice na efikasnost nadgrađa, gdje je efikasnost definirana na bazi pomaka. Razmatran utjecaj duljine i pozicije palubne kućice o duljini trupa.
Albertoni i dr. [29] (2000)	Parcijalni 3D MKE model	Statički val $h=L_{pp}/20$	Ispitivanje utjecaja broja ekspanzijski spojeva na efikasnost nadgrađa ratnog broda. Usporedba s izvedenim dijagramima po <i>Caldwellu</i> [26] i <i>Mackneyu</i> [58, 59].

Tablicu 2-1a: Pregled novijih referenci u razmatranju problema trup-nadgrađe korištenjem MKE

2. Fizikalna pozadina problema i metode za proračun odziva

Autor [ref.] (godina)	STRUKTURNI MODEL	VALNA OPTEREĆENJA	KRATAK OPIS PROVEDENOG ISTRAŽIVANJA
Senjanović i dr. [60] (2000)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Parcijalni 3D MKE model do palube 8 ▪ 2D MKE model cijeloga broda 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Linearna vrpčasta teorija ▪ Ekvivalentni statički val 	U početnoj fazi verificirana je nosivost trupa velikog putničkog broda (13 paluba) u preuzimanju projektnog momenta savijanja i poprečna čvrstoća pomoću 3D MKE parcijalnog modela duljine oko $0.2L$ i visine do palube 8. U slijedećoj fazi uzdužna čvrstoća i nosivost strukture nadgrađa razmotrena kroz slijepljeni 2D MKE (membransko/štapni) model cijeloga broda.
Žanić i dr. [52] (2001)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Parcijalni 3D MKE model ▪ 2D MKE model cijeloga broda 	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Razmatran pristup za efikasno projektiranje konstrukcije putničkih brodova na razini konceptualne i preliminarno/inicijalne faze korištenjem direktnog proračuna. Dani primjeri putničkog broda za kružna putovanja i Ro-Pax broda putem različitih modela.
Heggelund i dr. [61] (2002)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Gredni model 	Pravila DNV-a za brze brodove	Ispitivanje uzdužne čvrstoće katamarana s izraženim bočnim otvorima u strukturi nadgrađa i transfer naprezanja iz palube trupa u nadgrađe. Razmatrani rezultati MKE i korigiranog grednog modela
Viejo i dr. [62] (2003)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Parcijalni 3D MKE model 	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Na novom konceptu pentamarana razmatran problem prijenosa naprezanja u gornju palubu nadgrađa kako bi se smanjilo naprezanje u dvodnu. Razmatrani koncept povezivanja trupa i nadgrađa s uzdužnim pregradama i sustavom upora s obzirom na povećanje efikasnosti strukture nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći.
Žanić i dr. [28] (2004)	3D MKE model cijeloga broda	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Razmatrana jaka interakcija izrazito duge palubne kućice ($0.4L$) i trupa na brodu za prijevoz vagona. Razmatran utjecaj projektiranja ekspanzijskih spojeva na prijenos naprezanja i pojavu koncentracije naprezanja. Istražen jaki utjecaj krajeva palubne kućice na pojavu koncentracije naprezanja. Provedena strukturna optimizacija i postignuta ušteda u težini.
Wang i dr. [63] (2005)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 3D MKE model cijeloga broda ▪ Gredni model 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Pravila za ratne brodove i IACS-a ▪ Vrpčasta teorija 	Primarna čvrstoća ratnog broda uspoređena je s MKE i jednostavnim grednim modelom. Razmatrana efikasnost paluba nadgrađa. Uspoređena razina raznih komponenti momenta savijanja i kriterija čvrstoće
Naar [20, 64] (2004, 2006)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ <i>CB metoda</i>-metoda spregnutih greda ▪ MKE- nelinearni proračun 	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Linearni dio CB metode je prezentiran kao analitičke metode za proračun odziva višepalubnih brodova. Metoda se temelji na postavkama danim u radu <i>Bleicha</i> [42]. Uspoređeni su rezultati s MKE proračunom na primjeru pojednostavljenog putničkog broda te su postignuta dobra poklapanja rezultata deformacija i odziva.
Andrić i dr. [65] (2006)	3D MKE model cijeloga broda	Ekvivalentni statički val po Pravilima	Razmatrana primarna čvrstoća broda za prijevoz žive stoke kojeg karakteriziraju veliki bočni otvori u strukturi nadgrađa zbog prirodne ventilacije. Istraživani različiti koncepti zatvaranjem krajeva nadgrađa i njihov utjecaj na povećanje efikasnosti strukture nadgrađa u preuzimanju primarnih naprezanja.

Tablicu 2-1b: Pregled novijih referenci u razmatranju problema trup-nadgrađe korištenjem MKE

2.4. Zaključak

Kroz ovo poglavlje ukratko je predstavljena fizikalna pozadina problema strukturnog odziva brodske konstrukcije uslijed interakcije trup-nadgrađe koji može rezultirati nelinearnom distribucijom primarnih naprezanja po visini broda. Prikazane su strukturne specifičnosti brodova koje karakterizira razmatrani problem. Ukratko su identificirani dominantni faktori i kvalitativno je procijenjen njihov utjecaj. Kroz pregled literature ukratko su opisane sve relevantne metode za proračun odziva te radovi koji se bave razmatranom problematikom.

Analitičke metode dugotrajne su u pripremi i nepraktične u kratkom projektnom postupku te sužene u implementaciji zbog mnogobrojnih uvedenih pretpostavki i/ili ograničenja. Razmatrajući predočene analitičke metode primijećeno je da se problem strukturne interakcije trupa-nadgrađe njihovim korištenjem uglavnom svodio na problem određivanja distribucije primarnih naprezanja duž visine broda i dimenzioniranje elemenata sukladno takvoj distribuciji. Određivanje efikasnosti nadgrađa proizašlo bi kao daljnja informacija tj. mjere sudjelovanja nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda.

MKE je identificirana kao jedina metoda koja istovremeno uzima u obzir sve utjecaje na strukturni odziv sustava trup-nadgrađe te je kao takva izabrana kao prikladna metoda za proračun odziva. Kroz pregled objavljenih radova (Tablica 2-1a i b) da se zaključiti da se MKE koristi primarno u završnoj evaluaciji i analizi otprije definiranog koncepta i to na razini MKE modela cijelog broda. Određena ograničenja i detalji modeliranja te specifičnosti pristupa u izgradnji projektno orijentiranih MKE modela za konceptualnu fazu detaljno su dani u 4. poglavlju.

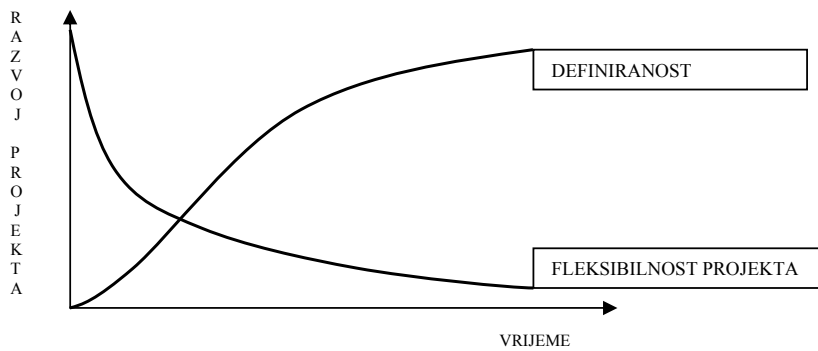
Kroz ovaj rad predloženi pristup projektiranju u konceptualnoj fazi ide korak dalje i težište postavlja na detaljnijem ispitivanju raznih topoloških varijanti i strukturnoj optimizaciji odabranih varijanti kao fazi koja slijedi. Takav pristup zahtjeva definiranje metodologije kojom bi se na racionalan i brz način generirala optimalna projektna rješenja različitih topologija unutar dozvoljenog projektnog prostora. Odabir metoda koje čine korake u predloženoj metodologiji moraju zadovoljiti kriterije točnosti i brzine izvršenja. Efikasnost nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda samo je projektna mjera sudjelovanja nadgrađa dominantno vezana uz topološke karakteristike projekta. U osnovi nas zanima projekt što jeftinije, lakše i sigurnije konstrukcije koja će zadovoljavati sva postavljena ograničenja. Takav konfliktan cilj često ne vodi jedinstvenom rješenju već zahtjeva definiranje i rješavanje višeatributskog problema kojim će se iznaći najpovoljnije rješenje. Princip *Pareto* fronte i nedominiranih rješenja tada postaje nezaobilazan u objektivnoj evaluaciji podobnih rješenja.

U 3. poglavlju ukratko su dane osnove spomenute metodologije i kratki opis projektnih modula.

3. DEFINICIJA PROJEKTOG PROBLEMA I MODULI PROJEKTOG MODELA

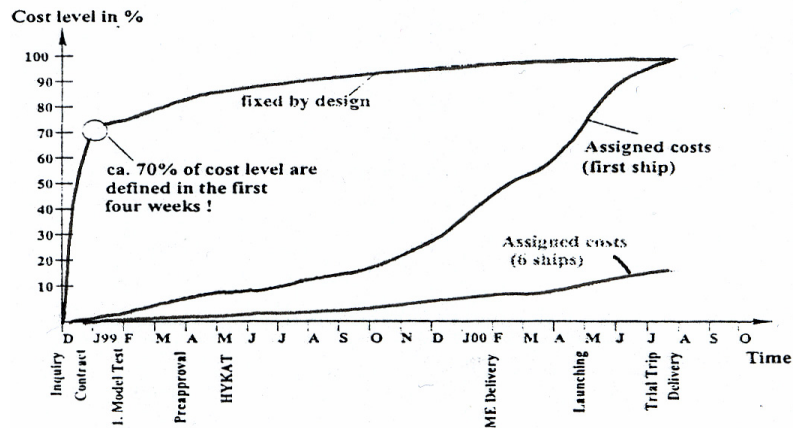
3.1. Osnovne postavke i podjela procesa projektiranja

Kroz ovo poglavlje sažeto je predstavljen pristup rješavanju problema teme disertacije. Detaljni opis pojedinih blokova/modula, korištenih metoda i metodologije dan je u poglavljima koja slijede. Projektni proces s obzirom na vrijeme i definiranost projekta shematski je prikazan na slici 3-1. Kako vrijeme prolazi definiranost projekta raste, tj. sve je više projektnih varijabli definirano/fiksirano, dok se fleksibilnost izbora vrijednosti projektnih varijabli i mogućih rješenja sužava. Konceptualna faza kao početna faza odlikuje se kratkoćom vremena ali i većom fleksibilnosti u izboru rješenja. Zbog toga je prilikom odabira metoda za rješavanje problema pojedinog projektnog modula kao bitan uvjet osim točnosti same metode promatrano i vrijeme potrebno za pripremu modela i provođenje proračuna.



Slika 3-1 Definiranost projekta i fleksibilnost rješenja

Konceptualnu fazu karakterizira definiranje ciljeva i ograničenja projekta, najčešće vezanih za upit naručitelja te prijevod istih u brodograđevni jezik tj. nacrt/proceduru/kôd. Bliska suradnja i zajednički rad glavnih projektanata broda, konstrukcije, glavnog stroja i brodskih sustava na početnom definiranju osnovnih parametara broda, kako bi se na osnovi njih procijenila cijena, težina, brzina, snaga i druge temeljne karakteristike broda njeno je bitno obilježje. Kod velikih putničkih brodova izrazito je važna suradnja i s arhitektom i dizajnerom unutarnjeg interijera. Ta projektna faza vrlo je intenzivna po broju odluka koje dalje u velikoj mjeri definiraju projekt, a koje je potrebno donijeti u relativno kratkom vremenu od strane vrlo male grupe ljudi [5]. Prema iskustvu brodogradilišta *Flensburger* [4] za složene tipove plovila kakvi su Ro-Pax brodovi gotovo 70% ukupnih troškova definiraju se tijekom prva 4-6 tjedna konceptualno/preliminarne projektne faze, Slika 3-2.



Slika 3-2 Prikaz definiranja troškova projekta u vremenu [4]

Bitno je naglasiti da je krive odluke donesene u ovoj fazi vrlo teško ispraviti u kasnijim fazama, kada je projekt već odmakao u razradbi i kada je dosta parametara fiksirano (koncept, geometrija, topologija i dr.). Ipak treba istaknuti da su i uštede i dobiti u ovoj fazi najveće.

Težina konstrukcije i tip materijala (HTS, "obični" brodograđevni čelik) u ovoj fazi je osnovni podatak koji se traži kako bi se na vrijeme definirala narudžba materijala. Bitno je naglasiti da je izrazito važno dobro procijeniti težinu lakog broda i nastojati da ona ne premaši zadanu granicu jer to u kasnijim fazama može izazvati velike probleme (stabilitet, brzina..), koji mogu ugroziti kvalitetu projekta te ga bitno poskupiti. Projektant konstrukcije nastoji obraditi niz strukturnih varijanti glavnog rebra i izabrati optimalnu konstrukciju na osnovi postavljenih ograničenja/kriterija i definiranog cilja (npr. minimalne težine/cijene). Izabrani projekt služi kao osnova za precizniju procjenu težine trupa u preliminarnoj fazi koja slijedi. Procjena težine trupa u konceptualnoj fazi temelji se na podacima o glavnim izmjerama broda i dijagramima o koeficijentima težine sličnih, već izgrađenih brodova [3]. *Harvald* i *Jensen* [66] definiraju tzv. "koeficijent čelika" kao funkciju istisnine, nosivosti i kubnog broja te daju dijagrame za njegovo određivanje za razne tipove brodova uključujući putničke i Ro-Ro brodove. Netočnosti u procijenjenoj težini u odnosu na stvarnu kreću se oko $\pm 10\%$, [66]. Određivanje dimenzija glavnog rebra omogućuje nam točniju procjenu težine trupa u preliminarnoj fazi. Metoda temeljena na težini glavnog rebra po metru duljine broda, koja uglavnom prati krivulju areale rebara, dana je u [67] kao preciznija metoda. Procjena težine trupa na osnovi približnih formula i proračuna strukturnih dimenzija na osnovi Pravila GL realizirana je kroz programski alat *WEIGTPRG* i opisana u [68]. Referirana je točnost procjene od oko $\pm 2\%$ prema podacima iz prakse. Projektiranje glavnog rebra je prvi i sigurno jedan od najvažnijih koraka u projektiranju brodske konstrukcije [69]. U daljnjoj razradbi metodologije naglasak je stavljen na projektiranje konstrukcije oko glavnog rebra. Definiranjem karakteristika glavnog rebra (geometrije,

dimenzije oplata i ukrepa, vrste materijala), kao osnovnog konstrukcijskog nacrtu, u velikoj mjeri se definiraju dimenzije središnjeg dijela brodske konstrukcije, a time i vlastita težina konstrukcije. Kako je nosivost razmatranih brodova relativno mala to težina lakog broda ima veliki utjecaj na kvalitetu projekta.

3.2. Definiranje projektnog problema i moduli projektnog modela

Matematička formulacija projektnog problema naziva se *projektni model*. Za njegovu formulaciju potrebno je definirati osnovne komponente *projektnog problema*. Terminologija koja se primjenjuje u definiranju komponenata projektnog problema dobro je poznata i usvojena [70]. Standardni projektni problem pojednostavljeno se definira na način:

1. definiraj projektne varijable,
2. definiraj cilj i ograničenja te ih izrazi kao funkcije projektnih varijabli,
3. minimiziraj ili maksimiziraj cilj projektnog postupka na način da se rješenje nalazi unutar postavljenog skupa ograničenja.

Komponente projektnog problema za razmatrani problem dane su kroz Tablicu 3-1.

KOMPONENTE	TOPOLOŠKO ISTRAŽIVANJE PROJEKTOG PROSTORA (T)	OPTIMIZACIJA STRUKTURNIH DIMENZIJA (S)
CILJEVI	-minimizacija variranja primarnih naprezanja u gornjim palubama nadgrađa -maksimizacija efikasnosti strukture nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći -minimizacija efikasnosti strukture nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći - itd.	- minimizacija težine - minimizacija cijene - maksimizacija graničnog momenta savijanja trupa - maksimizacija sigurnosti (g_{mean}) - višeciljna optimizacija (cijena i/ili težina) - generiranje Pareto plohe za razne ciljeve na globalnoj (pop.presjek) i lokalnoj razini (ukrepljeni panel)
VARIJABLE	-topološke varijable: broj poprečnih i uzdužnih pregrada, pozicija recesa, veličina bočnih otvora, pozicija uzdužnih pregrada i recesa, materijal nadgrađa	- dimenzije strukturnih elemenata, od 100 do 400 varijabla - razmak rebara za razmatranu topologiju - parametarske studije gdje su topološke i geometrijske varijable te materijal fiksirani u ovisnosti o topologiji.
OGRANIČENJA	- Pravila: min.stabilitet, pozicija poprečnih pregrada (nepotopivost, protupožarni zahtjevi,...), visine recesa - funkcionalna ograničenja s obzirom na predviđeni raspored prostora i preferencije glavnog projektanta broda	- tehnološka (proizvodna) ograničenja - geometrijska -min/max ograničenja - strukturna ograničenja odziva (Pravila + teorijske formule) - razmak rebara s obzirom na širinu kabinskih modula za putničke brodove - položaj težišta sustava broda po visini - minimalni zahtijevani granični moment savijanja trupa
KONTROLNA KONSTRUKCIJA	- dio konstrukcije trupa/nadgrađa koja obuhvaća dio broda po cijeloj duljini nadgrađa: najčešće između pramčane i krmene kolizijske pregrade	- dio konstrukcije trupa/nadgrađa koja obuhvaća dio broda po cijeloj duljini nadgrađa: najčešće između pramčane i krmene kolizijske pregrade
PROJEKTNI MODEL	- dio konstrukcije trupa/nadgrađa u kojima vrijedi uzdužni kontinuitet dimenzija	- dio konstrukcije trupa/nadgrađa u kojima vrijedi uzdužni kontinuitet dimenzija (0.4 L)
METODE	- MKE, FFE, teorija eksperimenata, ANOVA	- MKE, SLP, teorija eksperimenata (FFE), genetički algoritmi (MOGA)

Tablica 3-1 Pregled komponenata projektnog problema u konceptualnoj fazi

Predložene su dvije razine/koraka u rješavanju problema:

1. Topološko istraživanje projektnog prostora
2. Projektiranje strukturnih dimenzija prethodno odabranih koncepata

1. Topološko istraživanje projektnog prostora -detaljno je razrađeno kroz poglavlje 6.

Cilj topološkog istraživanja je brzo početno pretraživanje projektnog prostora i odabir različitih, zanimljivih, strukturnih varijanti. U tu svrhu potrebno je identificirati topološke parametre za koje se pretpostavlja da bitno utječu na interakciju trup-nadgrađe. Pomoću pojednostavljenih strukturnih generičkih MKE modela moguće je na efikasan način primjenom teorije eksperimenata (frakcionirani pokusi, ortogonalna polja, ANOVA,...) istražiti zanimljive topologije te razlučiti ključne topološke parametre koji dominantno utječu na strukturnu interakciju trupa i nadgrađa. Različitim topološkim rješenjima (dodavanjem uzdužnih pregrada, povećanjem/smanjenjem bočnih otvora, itd.) možemo djelovati na distribuciju primarnih naprezanja po visini presjeka mnogo efikasnije nego samom promjenom strukturnih dimenzija (debljine limova, profila,..). To osigurava strukturnoj optimizaciji, kao fazi koja slijedi, start s različitih projektnih točaka, koje predstavljaju razne topološke varijante. Mogućnost pronalaska globalnog minimuma povećana je u odnosu na pristup s fiksnom topologijom. Uobičajena dosadašnja praksa u projektiranju brodskih konstrukcija bila je provođenje strukturne optimizacije na fiksnom konceptu uz eventualno variranje razmaka okvira. Bitno je naglasiti da se vlastitim odabirom nivoa topoloških parametara značajno reducira projektni prostor i pretražuju samo potencijalno izvediva i moguća rješenja.

2. Projektiranje strukturnih dimenzija - detaljno je razrađeno kroz poglavlje 7.

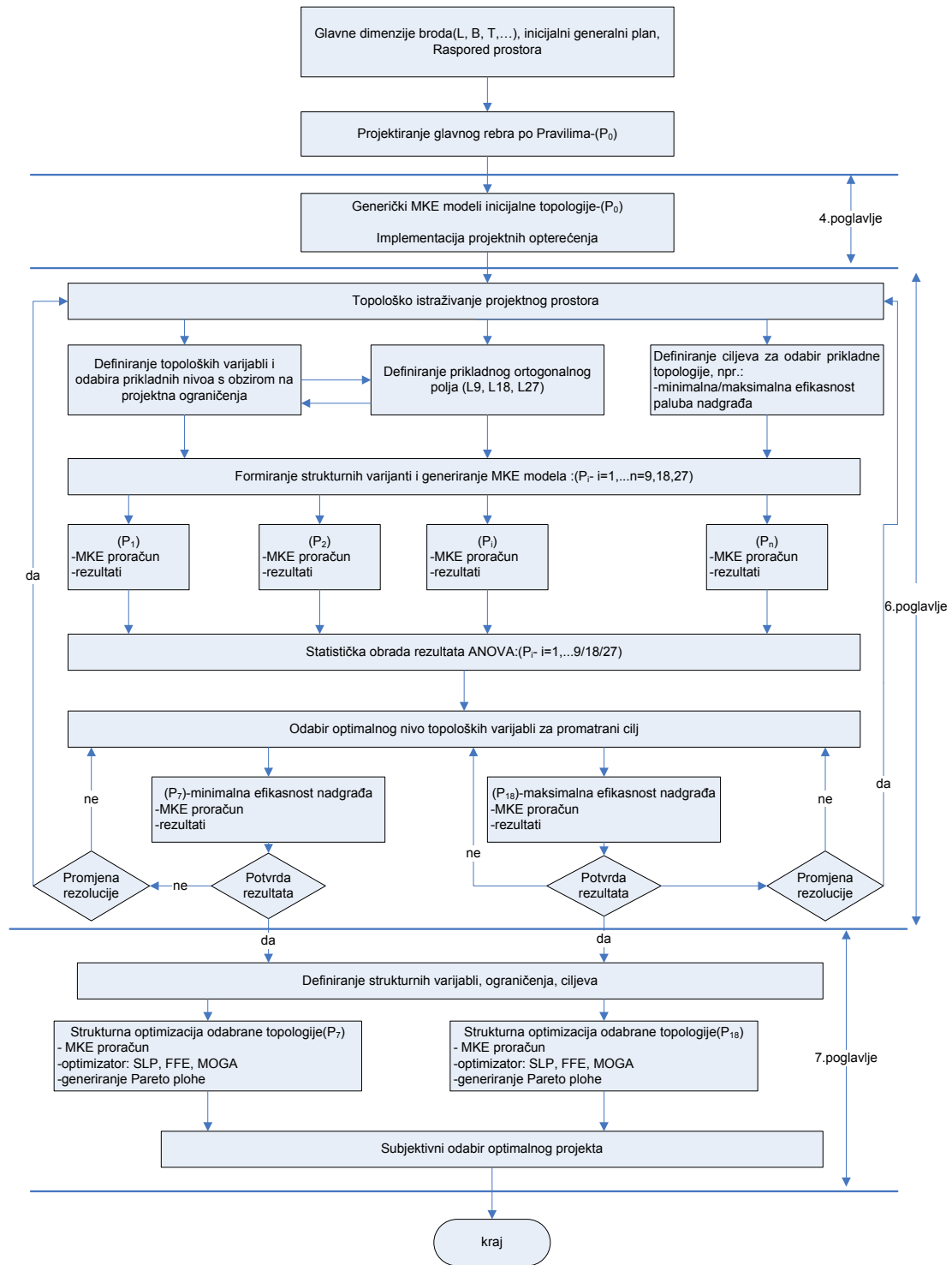
Projektiranje strukturnih dimenzija provođenjem formalne optimizacijske procedure na nekoliko prethodno odabranih topoloških rješenja omogućava racionalnu redistribuciju materijala i generiranje *Pareto* plohe nedominiranih rješenja. Ujedno se osigurava i objektivno vrednovanje razmatranih kvaliteta projekta (težina, cijena, sigurnost, itd) za razne optimalne strukturne varijante. Strukturna optimizacija provedena je korištenjem različitih optimizacijskih algoritama (gradijentne metode i metode traženja) razvijenih kroz dugi niz godina na FSB [6, 8, 9, 10]. Razmatrane konstrukcije karakteriziraju mnogostruke palube velikih površina opterećene sličnim lokalnim opterećenjem što otvara veliku mogućnost uštede. Za provođenje oba spomenuta koraka razvijena je metodologija i prikladni 3D MKE generički modeli tako da daju rezultate primarnog odziva dovoljno točno za donošenje odluka o izboru varijante projekta. Pregledom modula projektnog modela, tablica 3-2, primjećujemo značajno poklapanje posebno analitičkih modula. Cilj je imati kontinuirani projektni proces na istim modelima u okviru istog projektnog okoliša što bitno skraćuje vrijeme provođenja postupka.

Predložene komponente projektnog modela za obje razine problema dane su kroz tablicu 3-2.

		TOPOLOŠKO ISTRAŽIVANJE PROJEKTOG PROSTORA (T)	OPTIMIZACIJA STRUKTURNIH DIMENZIJA (S)
A N A L I T I Č K I M O D U L	STRUKTURNI MODEL	T.1: STRUKTURNA IDEALIZACIJA T.1.1: 3D pojednostavljeni generički MKE modeli većeg dijela broda prizmatičnog oblika (upotreba makroelemenata) T.1.2: Pojednostavljeno modeliranje velikih bočnih otvora i tankih korugiranih pregrada	S.1: STRUKTURNA IDEALIZACIJA S.1.1: 3D pojednostavljeni generički MKE modeli većeg dijela broda prizmatičnog oblika (upotreba makroelemenata) S.1.2: Pojednostavljeno modeliranje velikih bočnih otvora i tankih korugiranih pregrada
	MODEL OPTEREĆENJA	T.2.1: Opterećenja prema knjizi Trima i stabiliteta i/ili Pravilima (statički i valni momenti savijanja i smične sile, akceleracije, statička i dinamička distribucija tlaka po oplati, opterećenje po palubama, vlastita težina konstrukcije, krcanje tankova, projektni tlak na panele, itd.)	S.2.1: Opterećenja prema knjizi Trima i stabiliteta i/ili Pravilima (statički i valni momenti savijanja i smične sile, akceleracije, statička i dinamička distribucija tlaka po oplati, opterećenje po palubama, vlastita težina konstrukcije, krcanje tankova, projektni tlak na panele, itd.) S.2.2: Direktni proračun opterećenja (linearna teorija + nelinearni efekti) za ekstremna stanja mora (dinamička distribucija tlaka, vektor akceleracije, max. momenti savijanja i poprečne sile)
	MODEL ODZIVA	T.3.1: 3D MKE odziv na razini makroelementa (primarna +sekundarna naprezanja) T.3.2: MKE gredni model za poprečnu čvrstoću T.3.3a: Globalni rubni uvjeti: minimalno spriječeni stupnjevi slobode gibanja modela kao krutog tijela T.3.3b: Rubni uvjeti- model opruga + model sila i momenata na presjecima	S.3.1: 3D MKE odziv na razini makroelementa (primarna +sekundarna naprezanja) S.3.2: MKE gredni model za poprečnu čvrstoću S.3.3: Tercijarni naprezanja makroelementa (ukrepljenog panela) preko analitičkih formula S.3.4: 2D MKE odziv na razini makroelementa i grednih elemenata uz korekciju primarnih naprezanja iz 3D MKE proračuna (S.3.1)-granična čvrstoća trupa S.3.5: 3D model višestrukih greda (CB metoda) - granična čvrstoća trupa S.3.6: Globalni rubni uvjeti: minimalno spriječeni stupnjevi slobode gibanja modela kao krutog tijela
	PODOBNI MODEL	T.4.1.: Pravila: pozicija poprečnih pregrada (stabilitet, nepotopivost, protupožarni zahtjevi, itd.), visine recesa T.4.2.: Funkcionalna ograničenja s obzirom na predviđeni raspored prostora i preferencije glavnog projektanta broda	S.4.1.: Biblioteka strukturnih kriterija podobnosti (izvijanje, popuštanje, itd.) prema formulama iz Pravila: stanje granične uporabljivosti, granično nosivo stanje S.4.2.: Min. dozvoljene dimenzije po Pravilima S.4.3.: Tehnološko-proizvodna ograničenja S.4.4.: Geometrijska ograničenja
M O D U L S I N T E Z E	OPTIMIZACIJSKI MODEL	T.5.1.: Minimizacija variranja primarnih naprezanja u gornjim palubama nadgrađa.. Maksimizacija/minimizacija efikasnosti strukture nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći T.5.2.: TEORIJA EKSPERIMENTA-FFE, ortogonalna polja, Taguchi metoda, ANOVA.	S.5.1.: Minimizacija funkcije cilja (težina i/ili cijena) i/ili maksimizacija sigurnosti (granični moment savijanja) S.5.2.: Globalna optimizacija poprečnog presjeka trupa: -SEKVENCIJALNO LINEARNO PROGRAMIRANJE (SLP) -MULTI-OBJEKTNI GENETIČKI ALGORITMI (MOGA) S.5.3.: Lokalna optimizacija panela – EVOLUCIJSKE STRATEGIJE NA OSNOVU TEORIJE EKSPERIMENTA, -MULTI-OBJEKTNI GENETIČKI ALGORITMI (MOGA) S.5.4.: Koordinacija globalne (S.5.2) i lokalne optimizacije (S.5.3)
	INTERAKT. MODEL	T.6.1.: Eliminacija nepodobnih projekata T.6.2.: Grafički prikaz	S.6.1.: Eliminacija nepodobnih projekata i generiranje <i>Pareto</i> plohe S.6.2.: Subjektivne preferencije kod višeatributnog odlučivanja (težinski faktori, <i>Saatyeva</i> matrica)

Tablica 3-2 Pregled komponenti predloženog projektnog modela u konceptualnoj fazi

Grubi shematski prikaz, dijagram toka, razvijene metodologije dan je na slici 3-3. Detaljna razradba pojedinih blokova dana je u označenim poglavljima.



Slika 3-3 Shematski prikaz razvijene metodologije

4. PROJEKTNO ORIJENTIRANI GENERIČKI 3D MKE MODELI

Kroz ovo poglavlje predloženi su generički 3D MKE modeli na razini strukturnog modela i modela opterećenja primjenjivih u konceptualnoj fazi projekta. Detaljno su razmatrane mogućnosti i kvaliteta strukturnog modela, posebno modeliranja velikih bočnih otvora, te su dane usporedbe nekoliko razmatranih metoda. Usporedba odziva predloženih generičkih modela s 3D MKE modelima cijelog broda provedena je na nekoliko primjera u poglavlju 8.1.

Količina informacija koja je na raspolaganju projektantu konstrukcije, te kratkoća vremena bitno definiraju mogućnosti i zahtjeve na projektni model u konceptualnoj fazi. Postavljena su određena ograničenja i zahtjevi koje generički projektni model treba ispunjavati:

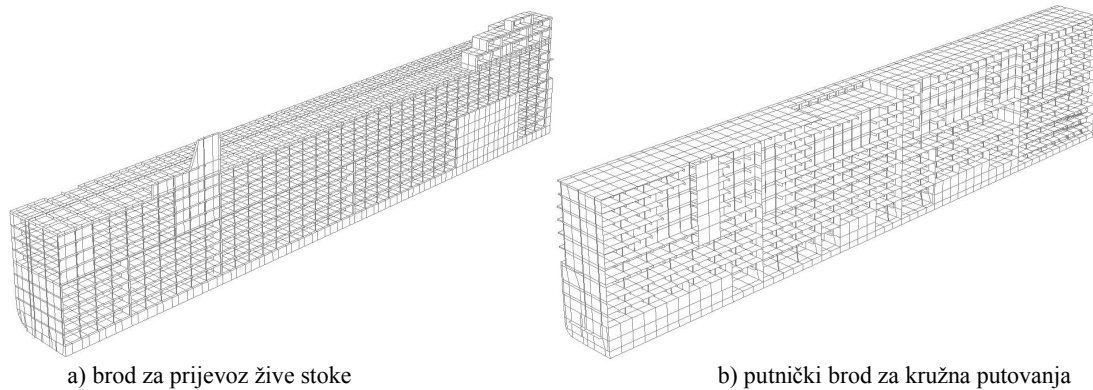
- Brzo generiranje strukturnog modela i modela opterećenja (kroz 1 čovjek/dan) na osnovu skice glavnog rebra s inicijalnim dimenzijama i rasporedom prostora definiranog kroz generalni plan, te brzo generiranje topološki različitih varijanti konstrukcije.
- Projektni model mora biti takav da na objektivan način omogućava izbor najprikladnije topologije, te provjeru strukturnih dimenzija u području oko glavnog rebra ($0.4 L$) za uzdužnu i poprečnu čvrstoću.
- Odziv konstrukcije (naprezanja i pomaci) s obzirom na uzdužnu čvrstoću, prvenstveno u strukturi nadgrađa predloženog modela, moraju biti u okviru 10-15% rezultata koji bi se dobili u kasnijoj fazi s 3D MKE modelom cijelog broda za iste slučajeve opterećenja u području oko glavnog rebra ($0.4 L$).
- Krivulja distribucije primarnih naprezanja generičkog modela po visini poprečnog presjeka mora kvalitativno odgovarati onoj koja bi se dobila s 3D MKE modelom cijelog broda za iste slučajeve opterećenja u području oko glavnog rebra ($0.4 L$).
- Projektni model mora biti prikladan za formalnu optimizacijsku proceduru, tj. za automatizirano redimenzioniranje dimenzija strukturnih elemenata u cilju postizanja određenog cilja (minimalna cijena i težina, maksimalna sigurnost, itd.).
- Projektni model nije namijenjen rješavanju lokalnih detalja, koncentracija naprezanja, zamora, itd. (takvi detalji rješavaju se u sljedećoj, preliminarnoj fazi projekta),
- Projektni model mora biti takav da bude prikladan za daljnju izgradnju, modifikaciju, profinjene mreže i definiranje raznih lokalnih detalja, te predstavlja početni korak u izgradnji detaljnog strukturnog MKE modela cijelog broda za završnu evaluaciju podobnosti konstrukcije kao nužnog koraka koji slijedi.

4.1 Generički strukturni 3D MKE modeli

Predloženi generički 3D MKE model općenito ima sljedeće karakteristike:

- duljina modela otprilike odgovara duljini nadgrađa,
- prizmatičnog je oblika, dobiven ekstruzijom glavnog rebra → moguće je raditi i promjene forme ili topologije po duljini modela ovisno o raspoloživom vremenu,
- strukturne dimenzije modela uniformne su duž modela → moguće je raditi i promjene po duljini modela,
- gustoća mreže slijedi topologiju primarnog orebrenja, roštilja:
 - uzdužno, barem jedan element između poprečnih okvira;
 - vertikalno, barem jedan red elemenata između paluba;
 - poprečno, dovoljan broj elemenata da se zadrži omjer stranica makroelementa,
- modelirane su sve strukturno značajne uzdužne i poprečne pregrade s ekvivalentnom krutosti i duljinom/visinom/širinom protezanja,
- orebreni panel modelira se membranskim/pločastim konačnim elementima ili pak makroelementima, dok sekundarno orebrenje može biti uključeno bilo kao dio makroelementa orebrenog panela ili kao linijski štapni konačni element u čvorovima,
- sponje i rebra (poprečni okvir), te palubne podveze modelirani su specijalnim grednim konačnim elementom (eng. *hybrid beam*) [25],
- upore na koje se oslanjaju bočni zidovi nadgrađa modelirani su grednim elementima,
- bočnih otvori (prozori, balkonska vrata,..) → predloženo je nekoliko načina modeliranja krutosti, te je dan kritički osvrt i usporedba točnosti svakog od njih.

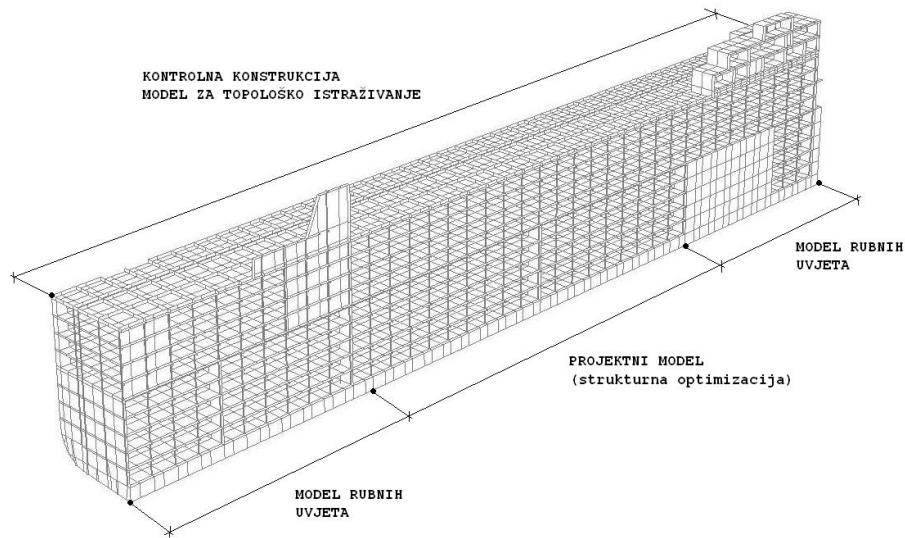
Nekoliko generičkih MKE modela koji su korišteni u ovom radu prikazani su na slici 4-1.



Slika 4-1 Generički 3D MKE modeli

Duljina modela otprilike odgovara duljina broda između perpendikulara ili od pramčane do krmene kolizijske pregrade. Toploška istraživanja provodimo na način da model prilagođavamo po cijeloj duljini, dok je za rezultate naprezanja i strukturnu optimizaciju relevantan dio 0.4L oko glavnog modela (PROJEKTNI MODEL, slika 4-2). Modeli rubnih uvjeta namijenjeni su simuliranju ekvivalentne krutosti. Zbog nedovoljno točnog modeliranja, čiji detalji u konceptualnoj fazi

najčešće nisu ni dostupni (forma, detalji, strukture strojarnice, pikova, itd.) nisu prikladni za točniju procjenu odziva. Spriječen je samo minimalni broj stupnjeva slobode modela koji onemogućavaju pomak modela kao krutog tijela.



Slika 4-2 Projektni model i model rubnih uvjeta

4.1.1 Modeliranje bočnih otvora

Modeliranje bočnih stijenki nadgrađa kod brodova s velikim otvorima (prozori i vrata) veoma je važno zbog prijenosa naprezanja u gornje palube nadgrađa, te posebno smična krutost takvih otvora mora biti pravilno modelirana. Veličina i raspored otvora jedni su od najvažnijih parametara koji utječu na stupanj efikasnosti nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći. U ovom radu istraživano je nekoliko mogućih načina njihova modeliranja, te mogućnosti implementacije u predložene generičke 3D MKE modele. Provedena je usporedba rezultata na razini pomaka za razmatrane metode u odnosu na finu mrežu konačnih elemenata na numeričkim primjerima za nekoliko različitih veličina otvora.

4.1.1.1 Metoda ekvivalentnih volumena

Jaeger&Woortman [45], proširujući *Caldwellovu* opću teoriju nadgrađa (vidi 2. poglavlje) uveli su faktor koji uzima u obzir utjecaja otvora u bočnoj stijenci nadgrađa i to na principu ekvivalentne debljine stijenske t_{eff} s obzirom na volumen stvarnog materijala u bočnoj stijenci. Za karakterističan segment između dva okvirna rebra, te između dvije palube on iznosi:

$$t_{eff} = \frac{\text{stvarni volumen materijala u bocnoj stijenci}}{s \cdot h} \quad (4.1)$$

gdje je: s - razmak između okvira; h - razmak između dvije palube.

Izneseni pristup vrlo je približan i ne uzima na pravi način smičnu krutost otvora. Brojni testovi su pokazali netočnost ovakvog pristupa [32] te on u nastavku nije dalje razmatran.

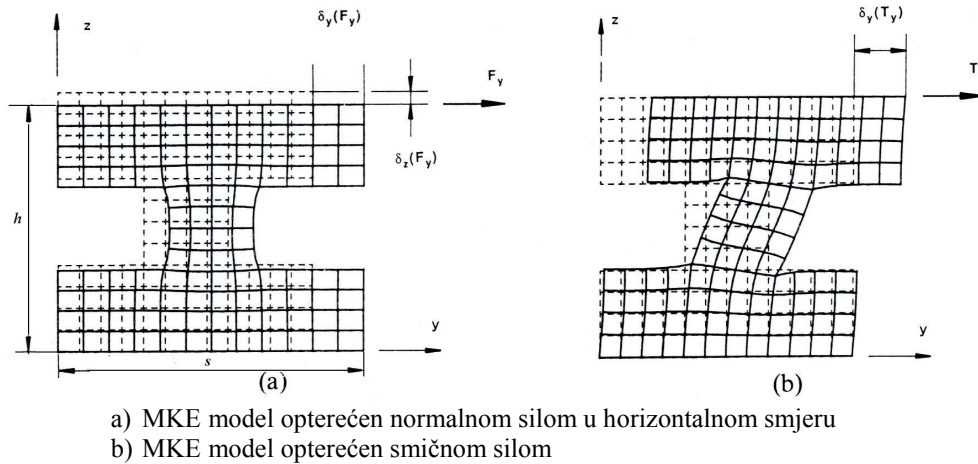
4.1.1.2 Metoda ortotropne membrane [56]

Za modeliranje otvora u stijenka boka *Heder* [56] predlaže korištenje membranskih elemenata ortotropnog karaktera kako bi se na točniji način simuliralo rastezanje oplata u oba smjera. Ortotropni paneli imaju istu krutost kao i stijenka boka s otvorima. Ortotropne karakteristike daju se izračunati iz jednostavnog 2D MKE modela tipične geometrije bočnog otvora koji je opterećen na rastezanje i smicanje u vertikalnoj i horizontalnoj ravnini, Slika 4-3. U nastavku je dan kratki izvod. Odnos deformacije i napreznja definiran je kao:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{21} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{zy} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

gdje je:

$$\begin{aligned} S_{11} &= 1/E_y; \\ S_{12} &= -\nu_{yz}/E_y = -\nu_{zy}/E_z = S_{21}; \\ S_{22} &= 1/E_z; \\ S_{33} &= 1/G_{yz} \end{aligned} \quad (4.3)$$



Slika 4-3 Deformirani 2-D MKE modeli panela između dva otvora [56]

Kada je MKE model (Slika 4-3) opterećen u horizontalnoj ili vertikalnoj ravnini, vanjske granice ostaju ravne, a granice oko otvora slobodne. Opteretivši model u horizontalnom smjeru možemo izračunati modul elastičnosti u y smjeru, E_y i pripadajući *Poissonov* koeficijent. Srednja deformacija uslijed rastezanja ortotropne membrane u y smjeru dobiva se iz pomaka dobivenih iz MKE analize:

$$\varepsilon_y = \frac{\delta_y(F_y)}{s} \quad (4.4)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\delta_z(F_y)}{h} \quad (4.5)$$

gdje je: s - širina panela (razmak između okvira); h - visina panela (razmak između paluba).

Relacija između deformacija i napreznja u smjeru osi y kada je $\sigma_z=0$ daje:

$$E_y = \frac{\sigma_y}{\varepsilon_y} = \frac{F_y}{h \cdot t \cdot \varepsilon_y} = \frac{s \cdot F_y}{h \cdot t \cdot \delta_y(F_y)} \quad (4.6)$$

$$\nu_{yz} = -\frac{\varepsilon_z \cdot E_y}{\sigma_y} = -\frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_y} = -\frac{s \cdot \delta_z(F_y)}{h \cdot \delta_y(F_y)} \quad (4.7)$$

Modul elastičnosti u z smjeru E_z i pripadajući Poissonov koeficijent ν_{yz} su dobiveni na isti način kada se jedinično opterećenje primijeni u vertikalnom z smjeru:

$$E_z = \frac{h \cdot F_z}{s \cdot t \cdot \delta_z(F_z)} \quad (4.8)$$

$$\nu_{zy} = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_z} = -\frac{\frac{\delta_y(F_z)}{s}}{\frac{\delta_z(F_z)}{h}} = -\frac{h \cdot \delta_y(F_z)}{s \cdot \delta_z(F_z)} \quad (4.9)$$

MKE model na slici 4-3b opterećen je jediničnom smičnom silom T_y . Rubni uvjeti za taj slučaj su takvi da je dno upeto, gornji rub je slobodan za klizanje u horizontalnom smjeru, a fiksiran je u vertikalnom. Rubovi panela slobodno su oslonjeni. Koristeći pomake dobivene iz MKE analize smična deformacija u ortotropnoj membrani dobiva se kao:

$$\gamma_{yz} = \frac{\delta_y(T_y)}{h} \quad (4.10)$$

Relacija između napreznja i deformacija daje modul smika G :

$$G = \frac{\tau_{yz}}{\gamma_{yz}} = \frac{T_y}{s \cdot t \cdot \gamma_{yz}} = \frac{h \cdot T_y}{s \cdot t \cdot \delta_y(T_y)} \quad (4.11)$$

Vidimo da smo na vrlo jednostavan način, preko malog MKE modela, definirali karakteristike ortotropne membrane za specifičan otvor (veličina i pozicija između paluba). Takvih različitih tipova ortotropnih membrana obično je nekoliko uzduž broda. Također se određena pažnja mora posvetiti unosu karakteristika ortotropnog materijala, jer različiti programi za strukturnu analizu na različite načine definiraju odnos napreznja i deformacija preko matrice materijala. Bitno je naglasiti da veza između modula elastičnosti u raznim smjerovima i *Poissonovih* koeficijenta kod ortotropnog materijala nije neovisna već je definirana kao:

$$S_{12} = S_{21} = \frac{\nu_{yz}}{E_y} = \frac{\nu_{zy}}{E_z} \quad (4.12)$$

Dobar uvid u ortotropne karakteristike materijala, s primjenom na kompozitne materijale, dan je u [71]. Smičnu krutost koja je kod velikih otvora posebno dominantna, moguće je izraziti kao izotropnu membranu s ekvivalentnom debljinom prilagodbom izraza (4-11):

$$t_{ekv} = \frac{h}{s} \cdot \frac{T_y}{\delta_y(T_y)} \cdot \frac{1}{G} \quad (4.13)$$

4.1.1.3 Metoda ekvivalentne smične krutosti [32,72]

Analitički postupak za proračun ekvivalentne krutosti bočnih otvora, temeljenog na grednoj teoriji smicanja i savijanja, predložio je *Fransman* je u [32,72]. Kao rezultat postupka dobiva se ekvivalentna debljina membrane koja ima smičnu krutost jednaku stvarnom panelu s otvorom. Ovaj postupak detaljno je razrađen u ovom radu s malim modifikacijama u odnosu na originalni [32,72]. Izvedeni su analitički izrazi za sve komponente krutosti te su provedeni brojni testovi usporedbe s finom MKE mrežom koji su pokazali vrlo dobro poklapanje rezultata.

Smičnu krutost ekvivalentnog elementa (za jediničnu silu F) moguće je definirati iz jednadžbi teorije elastičnosti:

$$k_{ekv} = \frac{F}{\delta} = \frac{1}{\delta} \quad (4.14)$$

Horizontalni pomak δ uslijed smične sile F dobiva se kao:

$$\delta = \gamma_{sr} \cdot h = \frac{F}{A \cdot G} h$$

$$\gamma_{sr} = \frac{\tau_{sr}}{G} = \frac{F}{A} \cdot \frac{1}{G} \text{ - smična deformacija} \quad (4.15)$$

Modul smika G i modul elastičnosti E u vezi su preko Poissonovog koeficijenta ν : $G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}$

Za čelik vrijedi da je $\nu=0.3$, pa slijedi $G = \frac{E}{2.6}$.

Ako smičnu površinu ekvivalentnog elementa izrazimo kao $A = s \cdot t_{ekv}$ možemo ekvivalentnu krutost izraziti kao:

$$k_{ekv} = \frac{1}{\delta} = \frac{1}{\frac{F}{A \cdot G} h} = \frac{A \cdot G}{h} = \frac{E}{2.6} \cdot \frac{s \cdot t_{ekv}}{h} \quad (4.16)$$

Ako otvore na oplati idealiziramo prema slici 4-4, smična krutost k_{tot} prikazanog sklopa ovisi o nekoliko komponenti:

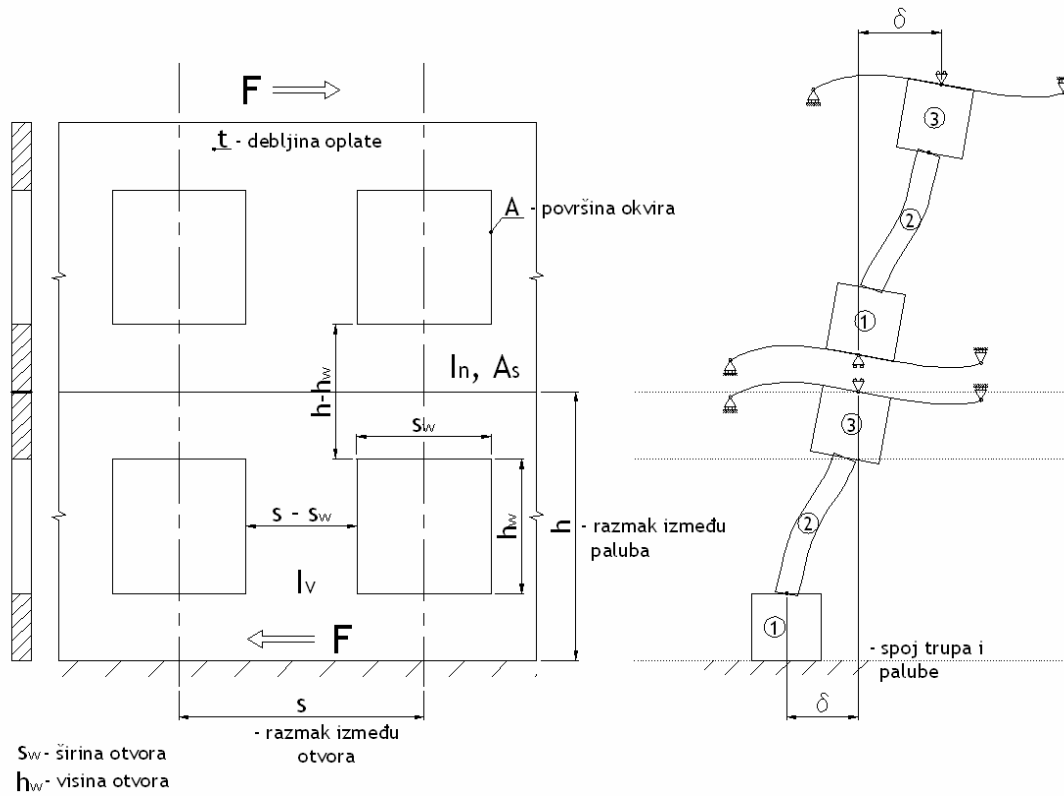
- Smičnoj deformaciji dijelova 1, 2 i 3.
- Savijanju dijela 2; rotacija na gornjem kraju ili na oba kraja je spriječena zbog utjecaja palube smještene između dva otvora.
- Krutom pomaku dijela 3 ili pak 1 i 3 uslijed nagiba.
- Lokalnim deformacijama oko spoja dijela 2 s dijelovima 1 i 3.

Momenti inercije oko vertikalne I_v i horizontalne osi I_h i smična površina A_s iznose:

$$I_v = \frac{1}{12} (s - s_w)^3 t + \frac{1}{2} A (s - s_w)^2, \text{ gdje je } A \text{ - površina presjeka okvira prozora.}$$

$$I_h = \frac{1}{12} (h - h_w)^3 t + \frac{1}{2} A (h - h_w)^2 \quad (4.17)$$

$$A_s = (h - h_w) t$$



Slika 4-4 Idealizacija otvora na oplati

A. → Komponenta uslijed smične deformacije k_s može se rastaviti na dva dijela (dio 1 i 3 te dio 2) kako slijedi:

$$k_{s,1-3} = 2 \left(\frac{G \cdot s \cdot t}{h - h_w} \right) = \frac{G \cdot s \cdot t}{h - h_w}; \quad k_{s,2} = \frac{G \cdot (s - s_w) \cdot t}{h_w} \quad (4.18)$$

Ukupni jedinični pomak jednak je $\delta_{tot} = \delta_{1,3} + \delta_2$, a ukupnu krutost možemo izraziti kao:

$$\frac{1}{k_{s,tot}} = \frac{1}{k_{s,13}} + \frac{1}{k_{s,2}}$$

$$k_{s,tot} = \frac{k_{s,13} \cdot k_{s,2}}{k_{s,13} + k_{s,2}} = \frac{\frac{G \cdot s \cdot t}{h - h_w} \cdot \frac{G \cdot (s - s_w) \cdot t}{h_w}}{\frac{G \cdot s \cdot t}{h - h_w} + \frac{G \cdot (s - s_w) \cdot t}{h_w}} \text{ te konačno dobivamo izraz:}$$

$$k_{s,tot} = G \cdot \frac{(s - s_w) \cdot t \cdot s}{h \cdot (s - s_w) + h_w \cdot s_w} \quad (4.19)$$

B. → Kod savijanja dijela 2 može se pretpostaviti krutost prema općem izrazu za krutost grede duljine h_w :

$$k_b = C \cdot \frac{E \cdot I_v}{h_w^3} \quad (4.20)$$

Gdje se konstanta C određuje ovisno o stanju opterećenja i rubnim uvjetima, a potpuni izvod dan je u **Prilogu A-1**.

C.→ Kruti pomak dijela 3 može se izraziti ovisno o tome promatramo li prvi prozor do palube trupa ili prozore po sredini oplata stijenke nadgrađa, slika 4-4. Općenito vrijedi izraz:

$$k_{rb} = \frac{F}{\delta_{rb}} = \frac{F}{\sin \beta \cdot \frac{h-h_w}{2}} = \frac{F}{\beta \cdot \frac{h-h_w}{2}} \quad (4.21)$$

gdje je: β = kut nagiba elastične linije (za male kutove $\beta = \sin \beta$)

U **Prilogu A-1** u potpunosti su izvedeni izrazi za β i k (krutost idealiziranog sustava greda) postavljanjem diferencijalne jednadžbe grede te u nastavku donosimo samo krajnje izraze.

Općenito vrijede izrazi (izvedeni u Prilogu A-1) za komponente k krutosti na savijanje i smik:

$$k = (k_{bc}^{-1} + k_{sc}^{-1})^{-1}$$

$$k_{bc} = 6EI_h \frac{s^2}{s_w^3} - \text{krutost na savijanje} \quad (4.22)$$

$$k_{sc} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \frac{A_s \cdot s(s-s_w)}{2s_w} - \text{krutost na smik} \quad (4.23)$$

Imamo dvije različite situacije u kojoj se nalaze otvori s obzirom na rubne uvjete, što uvjetuje i različite izraze za krutost:

- Za prvi prozor stijenke nadgrađa do palube trupa vrijedi:

$$\beta = \frac{M_k}{k} = \frac{F \cdot hw}{2k} \cdot \frac{1}{1 + \frac{E \cdot I_v}{k \cdot hw}} \rightarrow k_{rb} = \frac{4E \cdot I_v}{h_w^2 (h - h_w)} \left(1 + \frac{k \cdot h_w}{E \cdot I_v}\right) \quad (4.24)$$

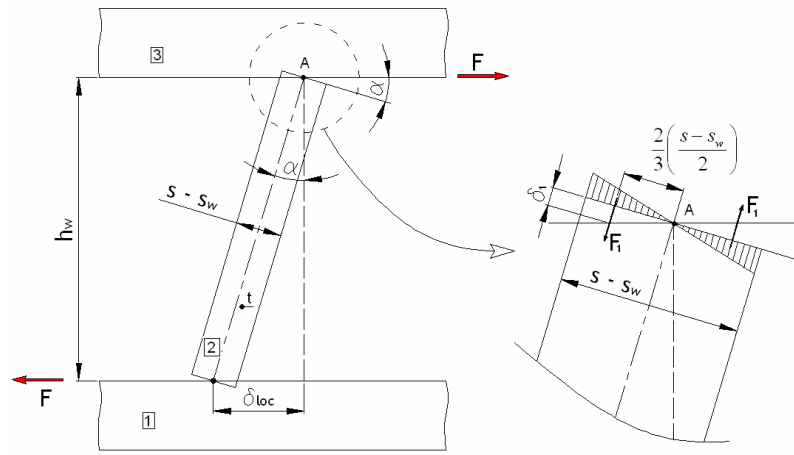
- Za prozore po sredini oplata stijenke nadgrađa vrijedi:

$$\beta = \frac{M_k}{k} = \frac{F \cdot hw}{2k} \rightarrow k_{rb} = \frac{2k}{h_w (h - h_w)} \quad (4.25)$$

D.→ Pomak uslijed lokalnih deformacija oko spoja dijela 2 s dijelovima 1 i 3 jednak je:

$$\text{tg } \alpha = \frac{\delta_{loc}}{h_w} \text{ gdje je za male kutove } \text{tg } \alpha = \alpha ,$$

$$\delta_{loc} = \alpha \cdot h_w$$



Slika 4-5 Lokalne deformacije oko otvora prozora

Iz jednakosti momenata oko točke A slijedi:

$$F \cdot h_w = 2 \cdot F_1 \cdot \frac{2}{3} \frac{s-s_w}{2} \cdot 2 \rightarrow F = \frac{4(s-s_w)}{3h_w} \cdot F_1$$

gdje sila F_1 predstavlja rezultantu trokutastog opterećenja, a nalazi se na poziciji težišta trokutastog opterećenja po dodirnoj površini: $\frac{2}{3} \frac{s-s_w}{2}$.

Pomak δ_1 može se izraziti slično kao i δ_{loc} :

$$\delta_1 = \alpha \cdot \frac{2}{3} \frac{s-s_w}{2} = \alpha \frac{s-s_w}{3} \rightarrow \alpha = \frac{3\delta_1}{s-s_w}$$

Iz čega slijedi δ_{loc} :

$$\delta_{loc} = \frac{3h_w}{s-s_w} \delta_1$$

Ako za opći izraz za krutost $k_{loc} = \frac{F}{\delta_{loc}}$ uvrstimo izvedene izraze za F i δ_{loc} dobivamo:

$$k_{loc} = \frac{F}{\delta_{loc}} = \frac{\frac{4(s-s_w)}{3h_w} \cdot F_1}{\frac{3h_w}{s-s_w} \delta_1}, \text{ gdje je } k_1 = \frac{F_1}{\delta_1} = 2E \cdot t$$

Iz čega slijedi

$$k_{loc} = \frac{8}{9} \frac{(s-s_w)^2}{h_w^2} E \cdot t \quad (4.26)$$

Fransman je kalibrirao ukupnu ekvivalentnu krutost panela s rezultatima MKE proračuna ubacivši konstantu kalibracije u komponentu k_{loc} (lokalnih deformacija). Predložio je vrijednost

konstante kalibracije koja ovisi o veličini prozora (h, h_w) kao: $\frac{1}{1+1.5 \frac{h-h_w}{h}}$

Vrlo mali otvori: $\frac{h_w}{h} = 0.1 \rightarrow$ konstanta kalibracije = 0.42

Vrlo veliki otvori: $\frac{h_w}{h} = 0.9 \rightarrow$ konstanta kalibracije = 0.87

Konačno, krutost lokalnih deformacija dijela 2 iznosi:

$$k_{loc} = \frac{1}{1 + 1.5 \frac{h - h_w}{h}} \cdot \frac{8 (s - s_w)^2}{9 h_w^2} E \cdot t \quad (4.27)$$

Iz testova provedenih kroz ovaj rad (usporedbe s vrlo finom MKE mrežom) zaključeno je da konstanta kalibracije ima smisla za implementaciju samo za prvi prozor do palube trupa, dok za prozore po sredini oplata stijenke nadgrađa nije potrebno uvoditi navedenu korekciju.

Ukupnu krutost prikazanog sklopa (slika 4-4) možemo izraziti na osnovu izvedenih izraza za krutost svih komponenti. Ukupni pomak tako možemo izraziti kao: $\delta_{tot} = \delta_s + \delta_b + \delta_{rb} + \delta_{loc}$ te krutost za jediničnu silu iznosi:

$$\frac{1}{k_{tot}} = \frac{1}{k_s} + \frac{1}{k_b} + \frac{1}{k_{rb}} + \frac{1}{k_{loc}}$$

Ako izjednačimo izraz za ekvivalentnu krutost $k_{ekv} = \frac{E}{2.6} \frac{s \cdot t_{ekv}}{h}$ s ukupnom izračunatom krutošću

k_{tot} , dobivamo izraz za debljinu membrane s ekvivalentnom smičnom krutosti:

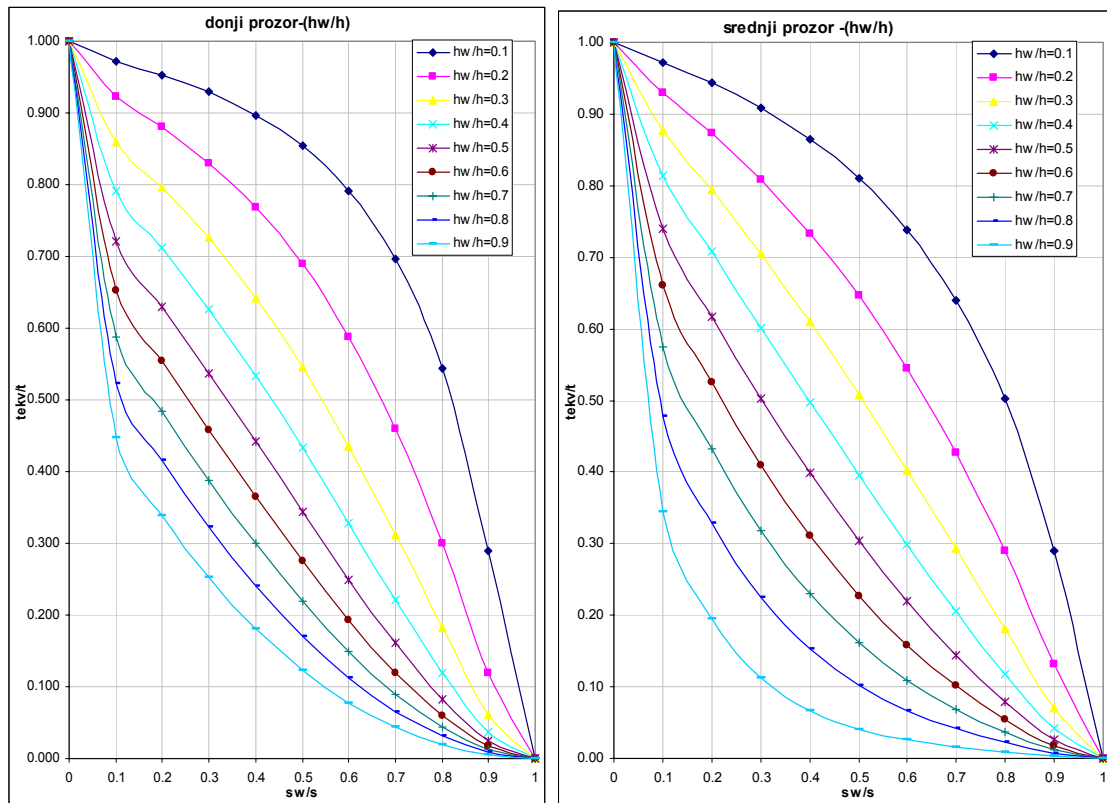
$$t_{ekv} = \frac{2.6 \cdot h}{E \cdot s} \cdot k_{tot} \quad (4.28)$$

Na osnovu gore izvedenih izraza za ekvivalentnu debljinu napravljen je računalni program, temeljem kojeg su konstruirani projektni dijagrami za brzo dobivanje ekvivalentne debljine lima, slika 4-6. Potrebni ulazni podaci su sljedeći:

- $h \rightarrow$ visini između paluba (mm),
- $s \rightarrow$ razmak između okvira (mm),
- $h_w \rightarrow$ visina otvora (mm),
- $s_w \rightarrow$ širina otvora (mm),
- $t \rightarrow$ debljina lima oko otvora (mm),
- $E \rightarrow$ modul elastičnosti ovisno o materijalu lima oko otvora (N/mm²),
- $A \rightarrow$ poprečni presjek okvira oko otvora (mm²).

Dijagrami su izraženi u ovisnosti o omjerima $\frac{h_w}{h}; \frac{s_w}{s}$ te su izvedeni za donji otvor (prvi uz spoj s trupom) i preostale otvore do vrha boka nadgrađa. Na slici 4-6, prikazani su dva karakteristična dijagrama. Odnos razmaka rebara i visine palube (s/h) te veličine poprečne površine okvira prozora (A) za realne vrijednosti, koje se postižu u brodskim konstrukcijama, vrlo su malo senzitivni na dobivene vrijednosti ekvivalentne debljine.

Za prikazane dijagrame uzeto je da su: $s = h = 3000\text{mm}$; $t = 8\text{mm}$; $A = 0.05 \cdot t \cdot h = 1200\text{mm}^2$.



Slika 4-6 Dijagrami za određivanje ekvivalentne debljine membrane za modeliranje oplata boka s otvorima po metodi ekvivalentne smične krutosti

Iako je *Fransman* primarno ovu metodu namijenio za korištenje u analitičkoj metodi kojom je nastojao unaprijediti *Caldwell*-ovu metodu [26] ona se isto tako jednostavno može koristiti za modeliranje grubom mrežom membranskih/pločastih konačnih elemenata gdje debljina konačnog membransko/pločastog elementa uzeta iz projektog dijagrama.

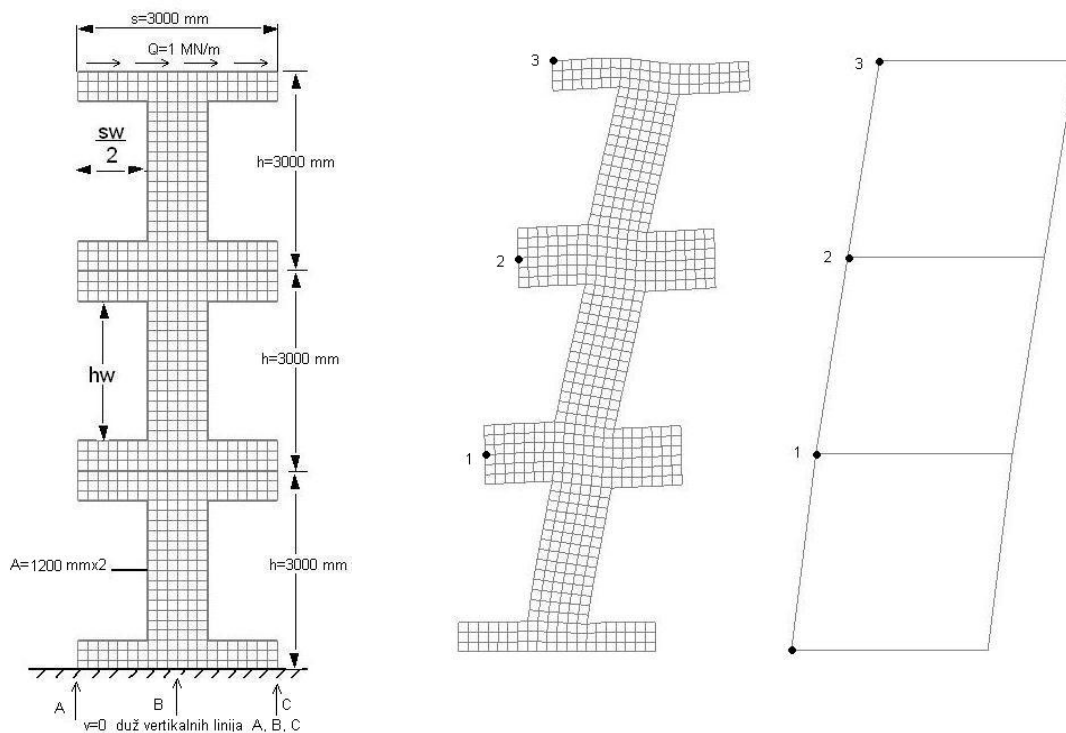
U cilju istraživanja točnosti predloženog načina modeliranja, provedene su usporedbe s modelom fine mreže za desetak različitih veličina otvora u ovisnosti o omjerima ($h_w/h : s_w/s$) koji su prikazani u **Prilogu A-2**. Test je proveden prema slici 4-7 za stanje smičnog naprezanja, a uspoređivani su horizontalni pomaci u točkama 1, 2 i 3. Rezultati testova sažeti su u tablici 4-1. Rezultati testova su pokazali dobru točnost modela ekvivalentne membrane. Prosječna pogreška pomaka u svim testiranim slučajevima je ispod 5%, dok je za većinu razmatranih otvora greška ispod 3%. Zbog jednostavnosti modeliranja ovakav model se vrlo lako uklapa u predložene generičke modele.

4. Projektno orijentirani generički 3D MKE modeli

MODEL	$\frac{h_w}{h}$	$\frac{s_w}{s}$	Opis modela	Prosječna pogreška pomaka (%)
1	0.3	0.3	Sve razine otvora iste veličine	0.60
2	0.5	0.5	"	1.40
3	0.7	0.7	"	0.95
4	0.8	0.8	"	1.81
5	0.9	0.9	"	2.95
6	0.1	0.9	"	4.75
7	0.3	0.7	"	1.17
8	0.7	0.3	"	1.37
9	0.9	0.1	"	2.70
10	0.3	0.3	1. red otvora	4.61
	0.5	0.5	2. red otvora	
	0.7	0.7	3. red otvora	

Tablica 4-1 Rezultati testova usporedbe fine mreže i ekvivalentne membrane

Na slici 4-7 prikazan je tipični model gdje otvor ima odnose: $\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.7 : 0.7$.



a) geometrijske karakteristike modela

b) deformirani model fine MKE mreže i ekvivalentne membrane

Slika 4-7 Test usporedbe modela fine MKE mreže i modela ekvivalentne membrane

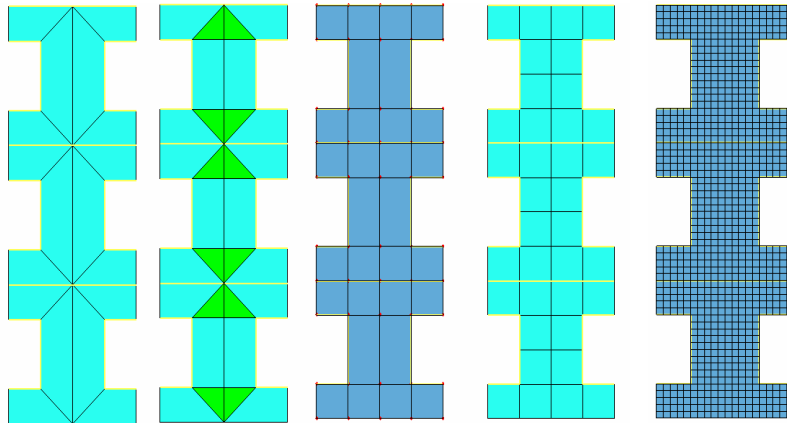
Daljnja testiranja obuhvatili su realni slučaj opterećenja (smik+ rastezanje) na relativno velikom finom modelu te su prikazana u poglavlju 4.1.1.5.

4.1.1.4 Modeliranje otvora grubom mrežom konačnih elemenata

Postoje mnogo mogućnosti modeliranja otvora na boku na razini grube mreže koristeći membranske, pločaste, trokutaste ili gredne konačne elemente. Kroz ovo potpoglavlje ukratko ćemo se osvrnuti na moguće načine modeliranja, gustoću mreže, prednosti i nedostatke.

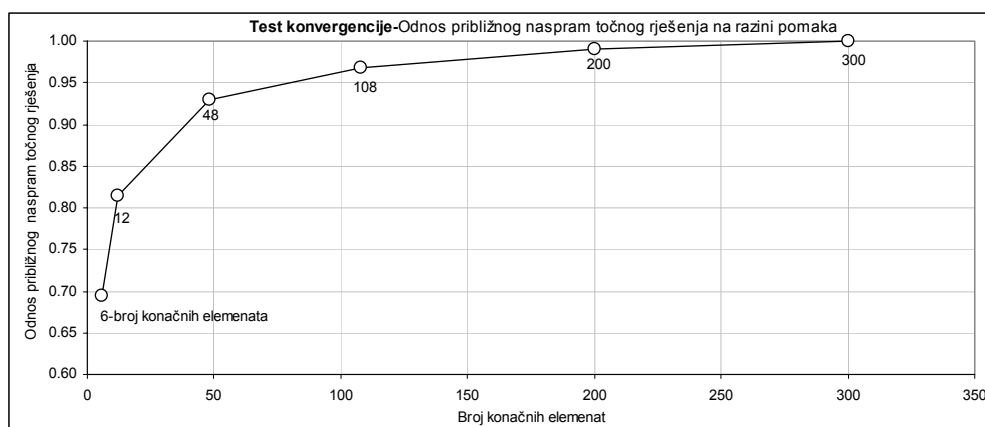
a) Modeliranje membranskim i štapnim elementima.

Lim bočne stijenke oko otvora obično se modelira sa standardnim pločastim ili membranskim $Q4$ konačnim elementom [73], dok se sam okvir prozora modelira štapnim konačnim elementom sa jednim stupnjem slobode. Ovaj način modeliranja karakteriziran je slikom 4-8.



Slika 4-8 MKE membranski modeli bočnih otvora

Usporedbom pomaka relativno grubih modela s modelom relativno fine mreže vidljivo je da se točnost modela povećava s finoćom mreže. Očekivano će finiji model s više konačnih elemenata bolje opisati stvarnu krutost otvora, a time i stanje deformacija. Načelno gore prikazani modeli u pravilu su prekruti i daju manje pomake od stvarnih. Što je model grublji to više odstupa od točnog rješenja. Pokusi su pokazali da tek model s nešto više od 100 elemenata po otvoru vrlo dobro (s greškom oko 3%) konvergira točnom rješenju, slika 4-9.



Slika 4-9 Konvergenija točnosti pomaka ovisno o gustoći MKE mreže (otvor: $s_w/s=h_w/h=0.5$)

Korištenjem složenijeg membranskog konačnog elementa (npr. s 8 čvorova) može se povećati točnost u odnosu na model s $Q4$ elementom i jednakom gustoćom mreže.

Za korištenje modela s manjim brojem konačnih elemenata, a to je na razini grube mreže oko $6 \div 20$ za pojedini otvor između okvira, potrebno je reducirati debljinu lima da bi se ostvarila ekvivalentnost pomaka. U tom smislu potrebno je koristiti test definiran u 4.1.1.2/3 za dobivanje pomaka iz modela fine mreže (δ_{fina}) te isti test za dobivanje pomaka iz željene grube mreže (δ_{gruba}) s originalnom debljinom t .

Ekvivalentnu debljinu grube mreže konačnih elemenata (t_{ekv}), potrebnu da se ostvari pomak iz modela fine δ_{fina} , može se izraziti kao:

$$t_{ekv} = \frac{h}{s} \cdot \frac{F}{\delta_{fina}} \cdot \frac{1}{G} = \left(\frac{h}{s} \cdot \frac{F}{G} \right) \cdot \frac{1}{\delta_{fina}}$$

Za grubu mrežu konačnih elemenata s izvornom debljinom t iz napravljenog testa dobiva se pomak δ_{gruba} te je moguće izraziti konstantu u zagradama iz gornje jednadžbe kao:

$$t = \frac{h}{s} \cdot \frac{F}{\delta_{gruba}} \cdot \frac{1}{G} \rightarrow \frac{h}{s} \cdot \frac{F}{G} = \delta_{gruba} \cdot t$$

Ekvivalentnu debljinu grube mreže, potrebnu da se ostvari pomak jednak onom kod modela s finom mrežom, dobivamo iz:

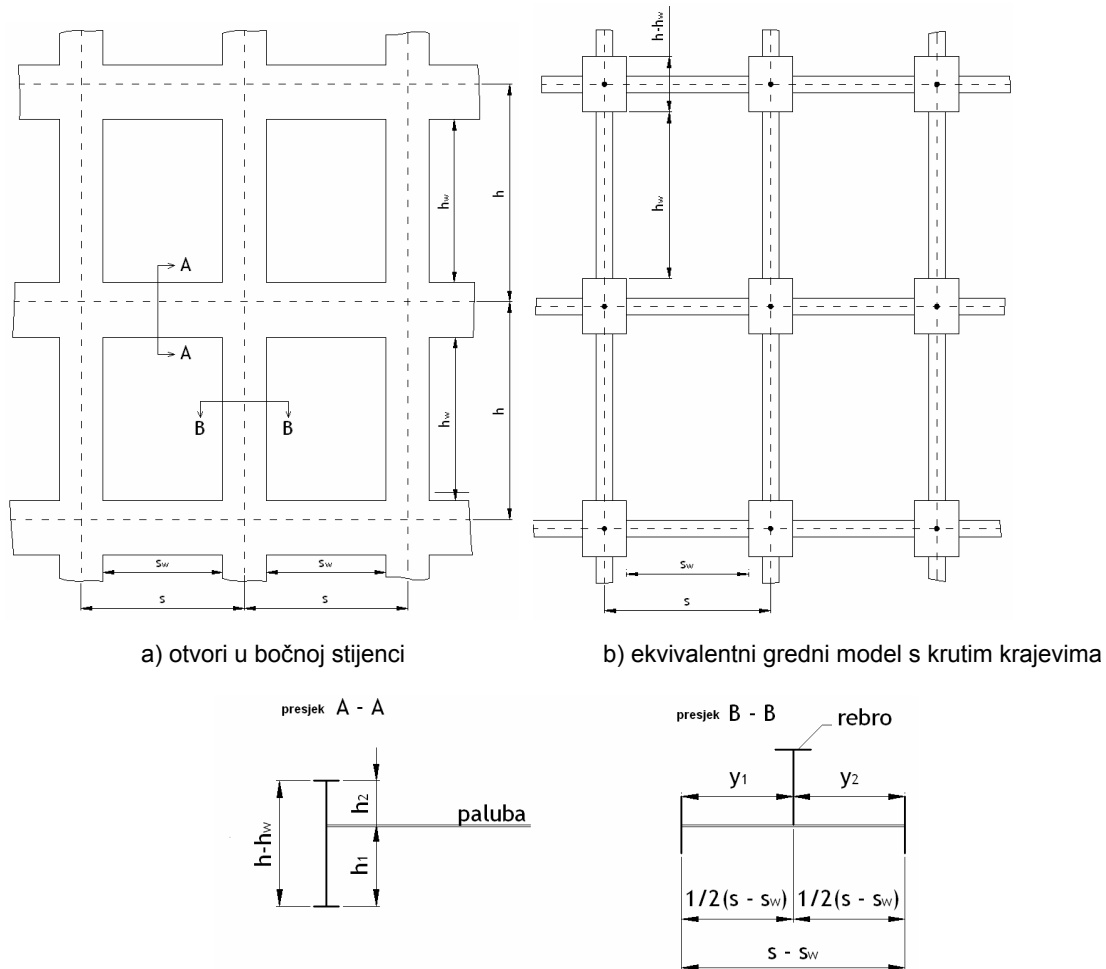
$$t_{ekv.gruba} = \frac{\delta_{gruba}}{\delta_{fina}} \cdot t$$

Ograničenost ovakvog pristupa očituje se u tome što se *skalira* samo pomak uslijed smika, dok se pomaci uslijed savijanja vertikalnog lima (dio 2 na slici 4-4) ne uzimaju u obzir kao i druge komponente pomaka prema 4.1.1.3. Modeliranje grubom mrežom konačnih membransko-štapnih elemenata stoga je bolje koristiti za relativno manje otvore ($\frac{h_w}{h} < 0.7$ $\frac{s_w}{s} < 0.7$), kod kojih savijanje spomenutog dijela 2 nije dominantno. Za veće otvore bolji se rezultati postižu MKE modelom s grednim elementima.

b) Modeliranje grednim konačnim elementima

Kod većih otvora (npr. kod putničkih brodova to su velika balkonska vrata) na razini grube mreže model s membranskim elementima, zbog odnosa stranica, traži relativno finu mrežu i nije prikladan za uključivanje u gore definirani relativno grubi generički model. Relativno dugi i niski okviri ($h/l > 6$) oko otvora ($\frac{h_w}{h} \geq 0.7$ $\frac{s_w}{s} \geq 0.7$) ponašaju se mnogo sličnije kao greda nego kao membrana te je u tom slučaju prikladniji gredni MKE model. Karakterističan detalj takvih velikih otvora u bočnoj stijenci i ekvivalentni gredni model prikazani su na slici 4-10. Izdvojena su dva specifična presjeka koji definiraju geometrijske karakteristike horizontalnog (presjek A-A) i vertikalnog (presjek B-B) grednog elementa. Primjećujemo da se radi o sustavu dva profila s

okomito pridruženim limom palube (ako se radi o horizontalnoj gredi) ili profilu rebra između dvije palube (za vertikalnu gredu). Takav sustav možemo idealizirati sa specijalnim konačnim elementom grede s krutim krajevima koji ima ekvivalentne karakteristike. Razvoj matrice krutosti za gredu s krutim krajevima dan je i u Prilogu A-1. Načelno postoje dva slučaja, primjenjivo i za vertikalnu i horizontalnu gredu:



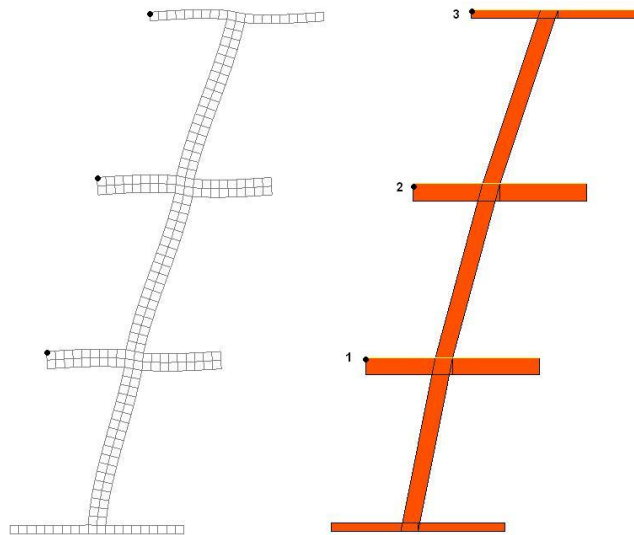
Slika 4-10 Modeliranje bočnih otvora pomoću grednog MKE modela

1. Slučaj kada su grede jednakih karakteristika (geometrija, debljine);
 Lim palube ili rebro boka pada u neutralnu liniju takvog složenog grednog sklopa i ne sudjeluje značajnije u njegovom savijanju. Dvo-gredni sustav modelira se specijalnim grednim elementom s krutim krajevima gdje su veličine struka i prirubnice eksplicite poznate iz karakteristika profila 1 i 2 ($h_{ekv}=h_{w1}+h_{w2}$; $t=t_{w1}=t_{w2}$; b_{f1} ; t_{f1} ; b_{f2} ; t_{f2});
2. Slučaj kada grede nisu jednakih karakteristika (geometrija, debljine) → Slika 4-10, presjek A-A;

Lim palube ili rebro boka ne padaju u neutralnu liniju razmatranog složenog grednog sklopa i djelomično utječu na njegove savojne karakteristike (mijenjaju moment inercije i poziciju neutralne linije). U tom je slučaju potrebno napraviti sljedeće:

- proračunati geometrijske karakteristike takvog složenog sklopa (moment inercije $\rightarrow I$, površinu presjeka $\rightarrow A$ i poziciju neutralne linije $\rightarrow \eta$),
- proračunati gredu ekvivalentnog presjeka koja ima iste geometrijske karakteristike (I , A i η) kao i one razmatranog grednog sklopa. Pri tome visina ekvivalentne grede ima visinu $h_{ekv} = h_{w1} + h_{w2}$. Jednu prirubnicu možemo zadržati fiksnom (npr. b_{f2} i t_{f2}), dok drugu prirubnicu mijenjamo kako bi smo zadovoljili tražene geometrijske karakteristike (I i η).

Testirano je nekoliko veličina karakterističnih otvora ($\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s}$) = (0.7 : 0.7); (0.8 : 0.8); (0.9 : 0.9) gdje srednja greška odstupanja u horizontalnim pomacima, mjerena na pozicijama 1÷3 za tri vrste otvora, iznosi oko 10%, slika 4-11. Testovi su provedeni za stanje opterećenja i rubne uvjete prema slici 4-7.



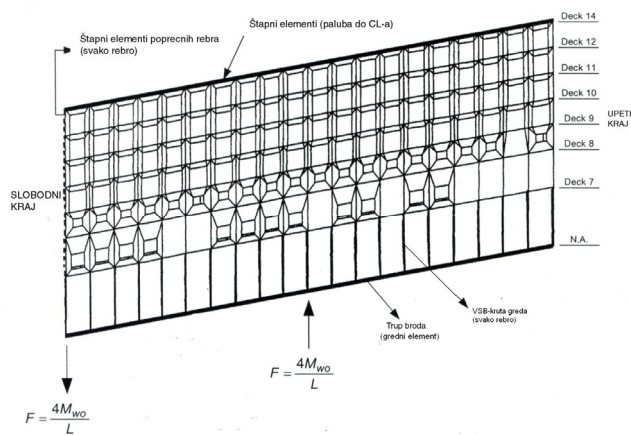
Slika 4-11 Gredni MKE model otvora i usporedba s finom mrežom ($\frac{h_w}{h} = 0.9$ $\frac{s_w}{s} = 0.9$)

c) Modeliranje otvora metodom superelemenata

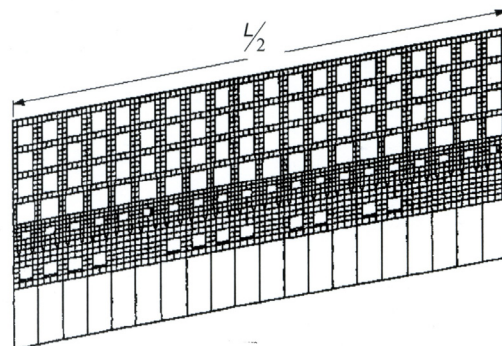
Metodom superelemenata, tj. statičkom kondenzacijom matrice krutosti fine mreže na čvorove grube mreže kojom je karakteriziran ostatak modela također je moguće modelirati velike bočne otvore. Metode statičke kondenzacije mogu se pronaći u raznim udžbenicima o metodi konačnih elemenata.

4.1.1.5 Provjera predloženih metoda modeliranja bočnih otvora

Lloyd Register (LR) za izgradnju modela za završnu provjeru dimenzija (preliminarna faza) zahtjeva da svi značajniji otvori na boku (vrata i prozori) te otvori u palubama budu uključeni u MKE model [74]. Otvori moraju biti tako modelirani da deformacije uslijed poprečnih sila i momenata savijanja budu određene točnosti. Primjer grubog modela koji je moguće uključiti u globalni model (ista gustoća mreže) prikazan je na slici 4-12. Deformacije takvog modela kontroliraju se prikladnim modelom fine mreže konačnih elemenata prikazanim na istoj slici. LR ne navodi mjeru točnosti i način usporedbe, već samo da deformacije u dva usporedna modela moraju biti istog reda veličine.



(M_{wo} - valni moment savijanja po Pravidima)



Slika 4-12 Provjera ekvivalentnog modela krutosti otvora u boku globalnog MKE modela pomoću detaljnog MKE modela prema *Lloyd Register* [74]

U cilju identifikacije načina modeliranja otvora (poglavlje 4.1.1.2 do 4.1.1.4) koji daje najtočnije rezultate te koji je prikladan za implementaciju u generičkim MKE modelima, provedena je usporedba rezultata po postupku predloženom od strane LR.

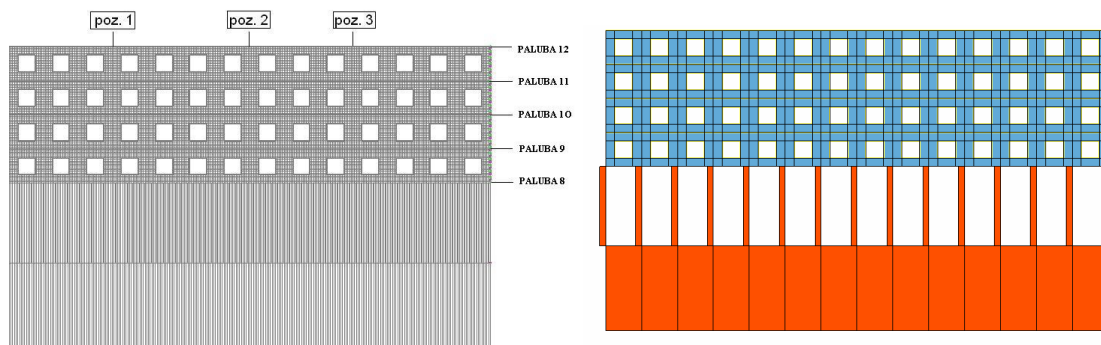
Istraživanje je obuhvatilo nekoliko modela otvora kako bi se pokrio raspon od vrlo malih do vrlo velikih otvora, vidi tablicu 4-2:

MODEL	$\frac{h_w}{h}$	$\frac{s_w}{s}$	Opis modela
Model-1	0.3	0.3	Sve razine otvora iznad strukture trupa
Model-2	0.5	0.5	Sve razine otvora iznad strukture trupa
Model-3	0.7	0.7	Sve razine otvora iznad strukture trupa
Model-4	0.8	0.8	Sve razine otvora iznad strukture trupa
Model-5	0.9	0.9	Sve razine otvora iznad strukture trupa
Model-6	0.3	0.3	1. red otvora iznad trupa
	0.5	0.5	2. red otvora iznad trupa
	0.7	0.7	3. red otvora iznad trupa
	0.9	0.9	4. red otvora iznad trupa

Tablica 4-2 Karakteristike otvora ispitivanih modela

Za svaki pojedinačni model prema tablici 4-2 (modeli 1÷6) izgrađeni su sljedeći tipovi podmodela otvora, ovisno o načinu modeliranja. Grafički primjer podmodela dan je na slici 4-13.

- **A** - model fine MKE mreže,
- **B** - model ortotropne membrane na osnovi ekvivalentne smične krutosti - ekvivalentna debljina dobivena iz MKE testa fine mreže → 4.1.1.2,
- **C** - model izotropne membrane na osnovi ekvivalentne smične krutosti - ekvivalentna debljina dobivena iz analitičkih izraza po *Fransmanu* → 4.1.1.3,
- **D** – model grube MKE mreže (za modele 1, 2 i 3 korišten je membransko-štapni model, a za modele 3, 4 i 5 gredni model) → 4.1.1.4.



Slika 4-13 Model fine mreže (2A) i membranski model grube mreže (2D) za provjeru krutosti po metodi LR

Veličina MKE modela najčešće je karakterizirana brojem elemenata ili stupnjevima slobode. Da bi se stekao dojam o razlici u veličini pojedinih modela dani su ilustrativni podaci za Model-2.

Model-2 ($\frac{h_w}{h} = \frac{s_w}{s} = 0.5$)	Broj čvorova	Broj elemenata
A	18 506	20 721
B	90	141
C	90	141
D	574	869

Kao točan model uzet je model A otvora s finom mrežom sa oko 300 elemenata po razmaku okvira i visini između dvije palube (prema slici 4-13) za svih šest tipova otvora modeli 1-6 u tablici 4-2. Za testne potrebe uzeta je sila u iznosu od $F=10^8$ N i implementirana prema slici 4-12. Uspoređivani su pomaci po visinama palube (PALUBE 8 do 12) i na nekoliko pozicija (1 do 3) duž modela, slika 4-13 te su rezultati usporedbe sumirani u tablici 4-3. Srednja vrijednost greške u pomacima modela B, C i D u odnosu na model A izražena je kao:

$$\Delta\delta_B = \sum_i^n \sum_j^m \frac{\delta_{x,A} - \delta_{x,B}}{\delta_{x,A}} \cdot \frac{1}{n} \cdot \frac{1}{m} \cdot 100\% \quad (4.30)$$

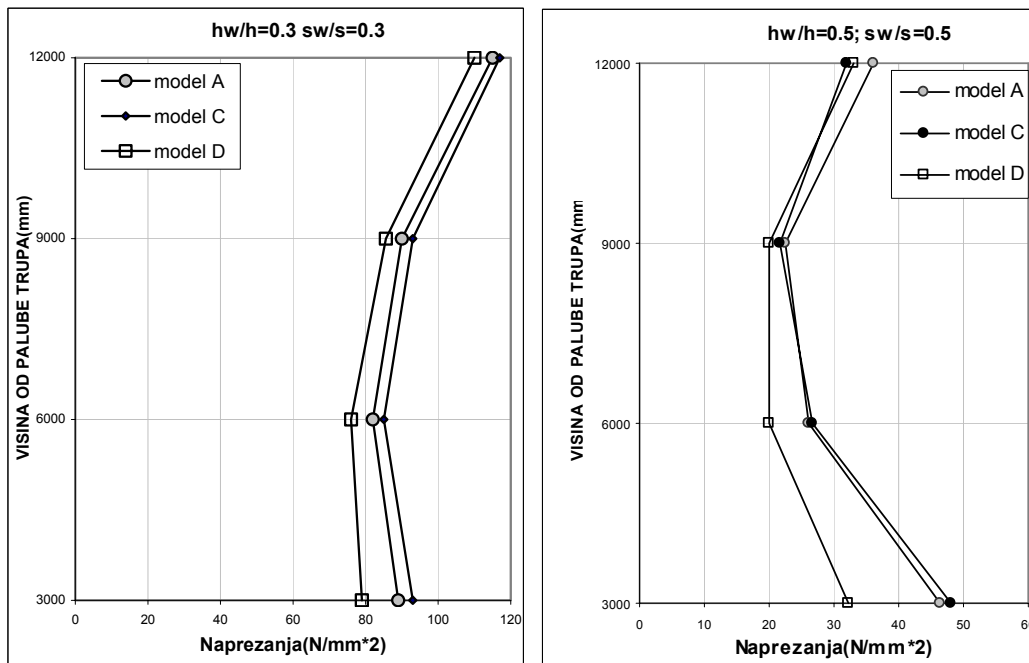
gdje je: $m=3$ - broj pozicija u uzdužnom smislu duž modela (POZ.1 do 3); $n=5$ - broj paluba (PALUBE 8 do 12)

MODEL (h_w/h : s_w/s)	Srednja vrijednost odstupanja pomaka (%)			
	A	B	C	D
Model-1 (0.3 : 0.3)	/	2.1	2.4	8.0
Model-2 (0.5 : 0.5)	/	2.9	3.6	18.1
Model-3 (0.7 : 0.7)	/	5.5	7.0	20.1 (11.6)*
Model-4 (0.8 : 0.8)	/	6.0	6.8	(5.6)
Model-5 (0.9 : 0.9)	/	7.4	7.9	(5.3)
Model-6 (razni po visini)	/	3.6	4.1	/

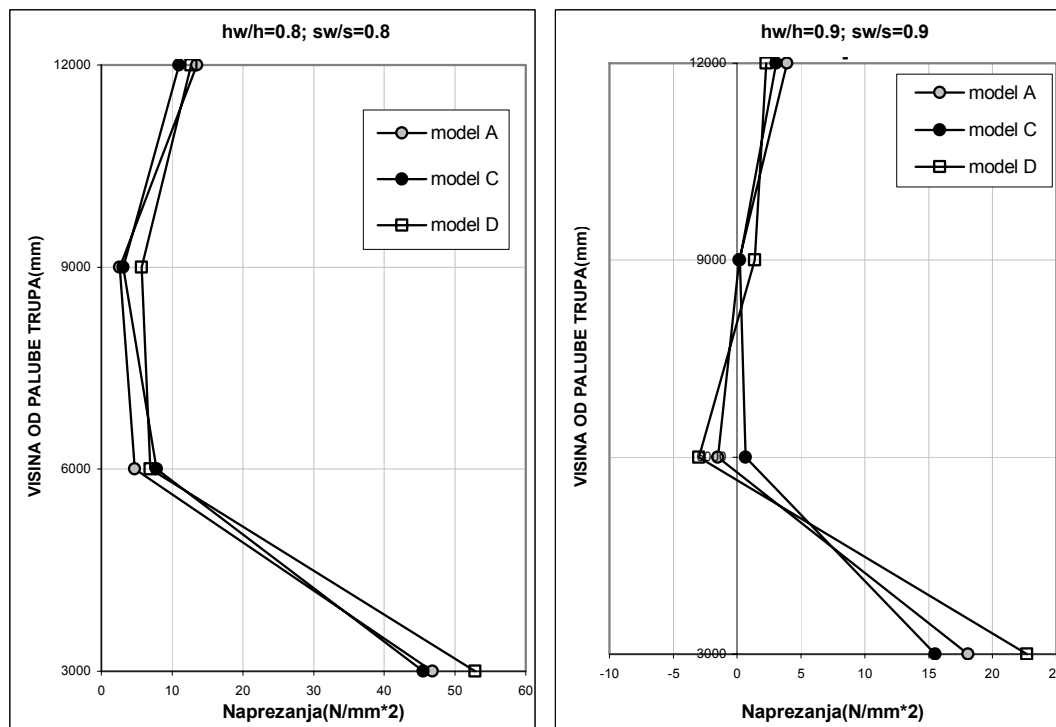
* Napomena: vrijednosti u zagradi kod modela D su za gredni model grube MKE mreže

Tablica 4-3 Usporedba pomaka dobivenih po metodi LR za razne modele

Također su uspoređivana i primarna naprezanja generirana u palubama (koje su modelirane štapnim elementima). Dijagrami distribucije naprezanja u palubama (po visini presjeka), za razmatrane modele prikazani su na slici 4-14a,b.



Slika 4-14a Distribucija naprezanja po visini za modele otvora tipa 1 i 2



Slika 4-14b Distribucija naprezanja po visini za modele otvora tipa 4 i 5

Pri ocjenjivanju greške u distribuciji naprezanja na prikazanim dijagramima trebamo voditi računa da za velike otvore dolazi do bitnog pada naprezanja po visini, tako da naprezanja u razmatranom testu postižu vrlo male vrijednosti. U tom slučaju, za apsolutno vrlo malu razliku naprezanja u razmatranim modelima možemo dobiti relativno veliku grešku.

Npr. iz slike 4-14b, za ($hw/h=0.9$; $sw/s=0.9$) ako promotrimo točku na visini 6000 mm, što odgovara palubi 9, imamo sljedeće vrijednosti naprezanja: $\sigma_A = -0.9 \text{ N/mm}^2$; $\sigma_B = 0.43 \text{ N/mm}^2$. Ukupna razlika naprezanja između dva modela je 1.33 N/mm^2 , dok je greška proračunata na način $\Delta = \frac{\sigma_A - \sigma_B}{\sigma_A} \cdot 100\% = 147\%$ vrlo velika. Ako problem razmotrimo na način da analiziramo

veličinu greške u odnosu na vrijednosti dopuštenih primarnih naprezanja (npr. 175 N/mm^2), vidimo da ona iznosi ispod 1%.

U svezi kvalitete razmatranih modela mogu se donijeti sljedeći zaključci:

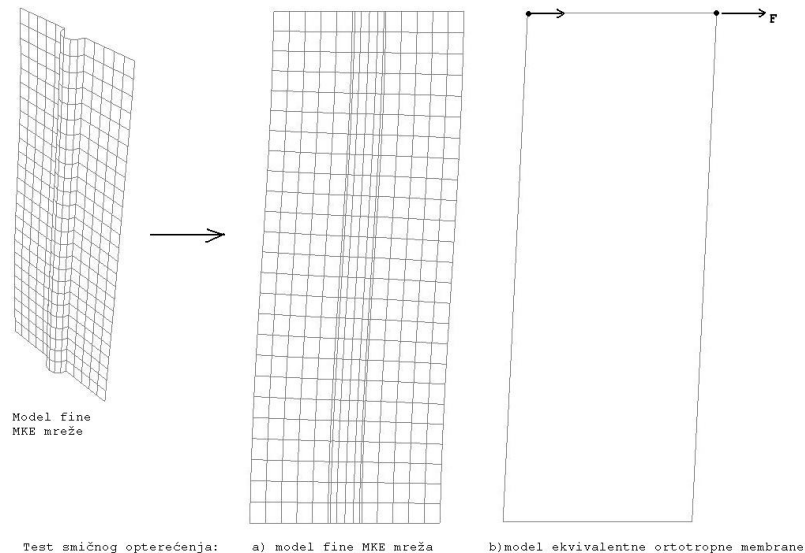
- Model B vrlo blisko prati model C samo s nešto preciznijom distribucijom naprezanja u gornjim palubama i po točnosti vrlo malo odstupa od modela C.
- Razmatrani modeli C i D kvalitativno dobro prate distribuciju naprezanja po visini.
- Kod modela D veći otvori koji su modelirani grednim elementima, daju bolje rezultate nego gruba mreža membransko/štapnih elemenata kojima su modelirani manji otvori.
- Model C u usporedbi s modelom D daje bolje rezultate i vjernije opisuje prijenos naprezanja u gornje palube, pogotovo za manje otvore.

- Greška za model C se donekle povećava sa porastom otvora, tako da se za izrazito velike otvore modelima C i D postižu vrlo slični rezultati, slika 4-14b.
- Implementacija modela C u generički projektni model vrlo je jednostavna i ne zahtijeva nikakvu prilagodbu mreže, a ujedno je pogodnija za generiranje modela i po broju elemenata i po utrošenom vremenu za modeliranje i proračun od modela B i D.

Iz gore spomenutih razloga **Model C** identificiran je kao najprikladniji način modeliranja bočnih otvora na razini predloženih generičkih MKE modela.

4.1.2. Modeliranje tankih naboranih pregrada

Tanke naborane (korugirane) pregrade često se koriste kao strukturna rješenja u palubama nadgrađa kako za uzdužne tako i za poprečne parcijalne pregrade. Njihova specifičnost je veoma mala aksijalna krutost u smjeru okomitom na korugaciju (tzv. *efekt harmonike*). Na razini modeliranja makroelementima potrebno je ekvivalentno modelirati krutost takvog panela, tako da krutosti na smik i rastezanje odgovaraju stvarnom. Stvarno modeliranje takve pregrade finom MKE mrežom na konceptualnom nivou bilo bi prezahvatljivo, kao i prilagodba okolne mreže na mrežu korugirane pregrade, posebno ako se radi o vrlo malim veličinama korugacije (npr. val korugacije jednak razmaku rebara ($s=800$ mm), a radijus polukružne korugacije $r=75$ mm). Mogući pristup modeliranju takvih pregrada je pomoću metoda ortotropne membrane. Teoretske osnove metode ortotropne membrane dane su u poglavlju 4.1.1.2 te se neće ponavljati. Bitno je još jednom napomenuti da je iz jednostavnog MKE testa moguće saznati odnose pomaka te iz toga definirati konstante materijala potrebne za formiranje matrice krutosti ortotropne membrane, slika 4-15. Metoda je uspješno primijenjena na primjeru broda za prijevoz automobila gdje je bočna stijenka duge palubne kućice modelirana ovom metodom [75].



Slika 4-15 Deformirani 2-D MKE modeli naborane pregrade

4.2. Implementacija modela opterećenja na generički MKE model

Kroz ovo podpoglavlje razmotrit će se mogući modeli opterećenja prikladni za implementaciju na generičke strukturne MKE modele predstavljene u 4.1.

Dana su načelna razmatranja o modelu opterećenja te su ukratko razmatrana Pravila klasifikacijskih društva kroz odabir relevantnih slučajeva opterećenja, kao i njihove implementacije kroz kvazistatički pristup s ekvivalentnim projektnim valom. Na kraju, sažeto su predstavljene i mogućnosti točnijeg modeliranja valnih opterećenja sa osvrtom na korekciju za nelinearne efekte.

4.2.1 Kvazi-statički model opterećenja

Kvazi-statički model opterećenja za generičke modele ima slične komponente kao i za 3D MKE modele cijelog broda koji je prilagođen finalnoj evaluaciji podobnosti. Komponente opterećenja i način na koji ih implementiramo kod opterećivanja 3D MKE generičkih modela dani su u nastavku. Općenito opterećenja možemo podijeliti na sljedeće komponente:

1. statička opterećenja - definirano stanjem krcanja broda:

- vlastita težina konstrukcije,
- težina tereta po palubama (npr. automobila i kamiona za Ro-Pax brodove),
- težina tereta u teretnim/balastnim tankovima, težina zaliha (gorivo, voda,...),
- težina specifične krupne opreme,
- itd.

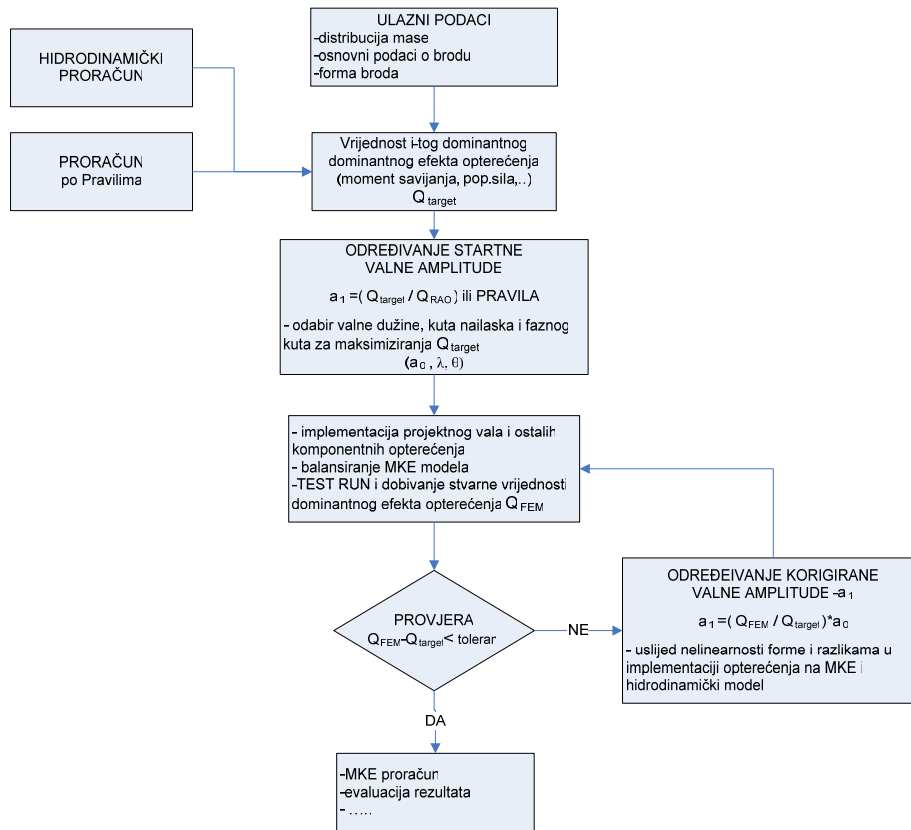
2. hidrostatička i valno inducirana opterećenja:

- hidrostatički tlak uslijed uzgona.
- hidrodinamički tlakovi na vanjsku oplatu,
- inercijalne sile uslijed gibanja broda (ubrzanja),

Distribucija hidrostatičkog tlaka direktno je definirana gazom broda i programi je automatski implementiraju. Jedan od nedostataka predloženih generičkih modela je što ne slijede podvodnu formu trupa, za razliku od 3D FE modela cijeloga broda kod kojih je to ostvareno, obično s razlikom u istisnini od 1-2%. Ipak, kako su predloženi generički modeli obično oko 90% duljine broda i kod njih je moguće ostvariti kvazistatičku ravnotežu. To znači da model mora biti u ravnoteži tako da su reakcije u točkama u kojima je fiktivno oslonjen zanemarivo male. Hidrostatički i valno inducirani tlak na vanjsku oplatu potrebno je prilagoditi (za implementiranu distribuciju težina) tako da se postigne takva distribucija ukupnog opterećenja (q) koja će rezultirati traženom distribucijom ukupnog momenta savijanja i/ili smične sile.

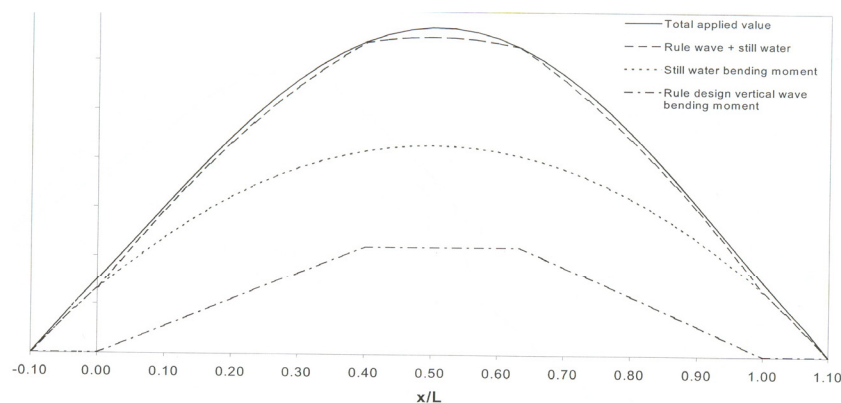
Globalna opterećenja broda, statički i valni momenti savijanja (vertikalni, horizontalni) te poprečne sile, ovdje nije potrebno zadavati na presjecima modela, već oni proizlaze iz

distribucije statičke i dinamičke komponente opterećenja. Primjećujemo da predloženi pristup nastoji u okviru jedinstvenog strukturnog i modela opterećenja obuhvatiti ukupno stanje naprežanja relevantno za konceptualno projektiranje primarnih strukturnih elemenata (oplata, uzdužnjaci, poprečnjaci, okvirna rebara i podveza). Pristup je baziran na metodi ekvivalentnog projektog vala koja je dana u [76], a shematski je prikazan na slici 4-16.



Slika 4-16 Shematski prikaz procedure određivanja amplitude projektog vala

Distribucija tako postignutog ukupnog momenta savijanja/poprečne sile mora biti u skladu s zahtijevanim → suma statičkog i valnog (Pravila ili direktna kalkulacija), slika 4-17.



Slika 4-17 Kvalitativni prikaz zahtijevanog i postignutog vertikalnog momenta savijanja [74]

U slučaju određivanja početne amplitude (1/2 visine vala) ekvivalentnog statičkog projektog vala po Pravilima različita klasifikacijska društva daju sljedeće formule za izračun valne visine:

Lloyd Register (LR)	: $h_w = 0.607 \lambda^{0.5}$
Det Norske Veritas (DNV)	: $h_w = 0.34 \lambda^{0.6}$
Bureau Veritas (BV)	: $h_w = 0.25 \lambda^{0.66}$
Germanischer Lloyd (GL)	: $h_w = 1.25 \lambda^{0.33}$

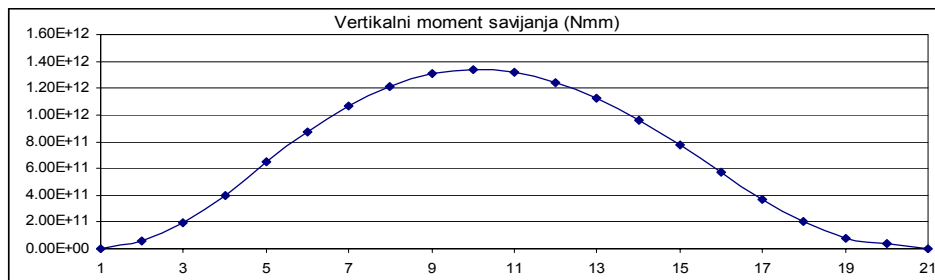
gdje je $\lambda=L$ dužina vala jednaka dužini broda.

Postoje i drugi pristupi implementaciji opterećenja i postizanju tražene distribucije ukupnog vertikalnog momenta savijanja (uglavnom namijenjeni za 3D MKE model cijelog broda).

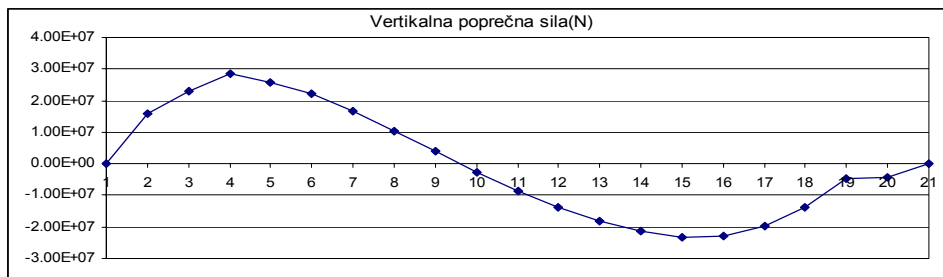
Pristup DNV [77]:

Pristup DNV-a je inverzno postavljen na sljedeći način (vrijedi i za progibno i pregibno stanje):

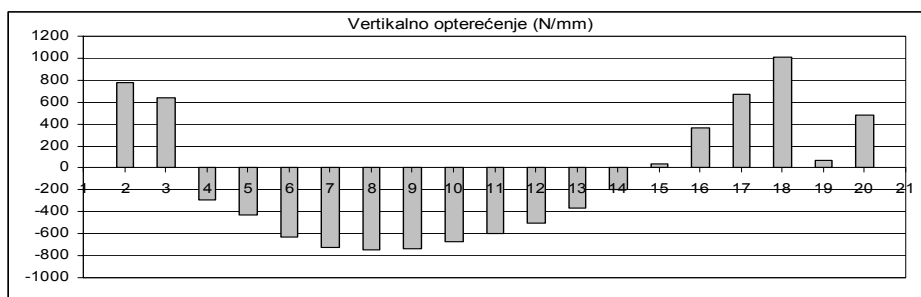
1. definirat traženu totalnu distribuciju vertikalnog momenta savijanja $M_t = M_s + M_w$,



2. prva derivacija momenta savijanja daje distribuciju poprečne sile: $Q_{tot} = \frac{dM_{tot}}{dx}$,



3. druga derivacija momenta savijanja daje linijsko opterećenje duž broda: $q_{tot} = \frac{dQ_{tot}}{dx}$



Dobivena distribucija opterećenja (q_{tot}) obično se implementira na spoju boka i najgornje kontinuirane palube duž MKE modela s obje strane.

Pristup LR [78]:

Pristup LR temelji se na odvojenoj verifikaciji primarne i lokalne čvrstoće kroz nekoliko koraka:

- 1) 3D MKE model → razdvojeni slučajevi opterećenja na mirnoj vodi i na valu. U slučaju opterećenja na mirnoj vodi za prilagodbu zahtijevane krivulje opterećenja uvodi se faktor korekcije preko gustoće čelika za pojedine zone. Za traženu distribuciju valnog vertikalnog momenta savijanja LR daje princip proračuna čvornih sila koje daju takvu distribuciju.
- 2) 3D MKE parcijalni modeli → verifikacija čvrstoće dvodna i roštilja paluba, rubni uvjeti generirani iz koraka 1) te primijenjeno zahtijevano maksimalno lokalno opterećenje tlakom.
- 3) 3D MKE modeli fine mreže → verifikacija strukturnih detalja.

Razna klasifikacijska društava zahtijevaju provjeru uglavnom sličnih slučajeva opterećenja, koja su ista i za konceptualnu i preliminarnu fazu projektiranja, a za Ro-Ro i putničke brodove dana su kroz tablicu 4-4.

LC	Ro-Ro brodovi i trajekti [78], [79]	Putnički brodovi [74], [31]
1	PROJEKTNI GAZ- MAX. PREGIBNI VALNI MOMENT + MAX. PREGIBNI STATIČKI MOMENT	PROJEKTNI GAZ- MAX. PREGIBNI STATIČKI MOMENT NA MIRNOJ VODI
2	PROJEKTNI GAZ- MAX. PROGIBNI VALNI MOMENT + MAX. PROGIBNI STATIČKI MOMENT	PROJEKTNI GAZ- MAX. PROGIBNI ILI MIN. PREGIBNI STATIČKI MOMENT NA MIRNOJ VODI
3	BALAST - MAX. PREGIBNI VALNI MOMENT + MAX. PREGIBNI STATIČKI MOMENT	PROJEKTNI GAZ- MAX. PREGIBNI VALNI MOMENT + MAX. PREGIBNI STATIČKI MOMENT
4	PROJEKTNI GAZ MAX.KRCANJA NA GORNJIM PALUBAMA	PROJEKTNI GAZ- MAX. PROGIBNI VALNI MOMENT + MIN. PREGIBNI STATIČKI MOMENT
5	PROJEKTNI GAZ MAX.KRCANJA NA DONJIM PALUBAMA	PROJEKTNI GAZ- MAX. UKUPNA POPREČNA SILA, PREGIB (*)
6	PROJEKTNI GAZ-NAGNUTI BROD MAX.KRCANJA NA GORNJIM PALUBAMA-racking	PROJEKTNI GAZ- MAX. UKUPNA POPREČNA SILA, PROGIB (*)
7		PROJEKTNI GAZ-NAGNUTI BROD MAX.KRCANJA NA GORNJIM PALUBAMA- MAX.PREGIB
8		PROJEKTNI GAZ-NAGNUTI BROD MAX.KRCANJA NA GORNJIM PALUBAMA- MAX.PROGIB
(*)- u slučaju da je ukupna poprečna sila realizirana kroz LC 3-4 tada nije potrebno izvoditi LC 5-6		

Tablica 4-4 Slučajevi opterećenja putničkih i Ro-Ro/Ro-Pax brodova

Neka klasifikacijska društva kao npr. ABS zahtijevaju provjeru izvijanja gornjih paluba, s ukupnim momentom savijanja ne manjim od $0.9 M_{w,s}$ (90% valnog progibnog momenta po IACS), bez obzira što minimalni pregibni statički moment uzrokuje znatnije smanjivanje ukupnog momenta u progibu [31]. Također ABS eksplicitno navodi da se u slučaju dobivanja manje vrijednosti valnog momenta savijanja direktnim proračunom kao projektna vrijednost uzima vrijednost po IACS pravilima. Uključivanje dodatnog momenta savijanja uslijed udaranja pramca/krme u valove (eng. *slamming*) također je prisutno kroz Pravila pojedinih klasifikacijskih društava u ovisnosti o formi pramca. U Pravilima DNV-a uključen je kao multiplikativni faktor (iznosa $1 \div 1.2$) koji množi valni moment savijanja, dok je u Pravilima HRB-a dan kao posebna komponenta u ukupnom momentu savijanja.

4.2.2 Direktne metode za proračun valnih opterećenja

Područje numeričke brodske hidrodinamike, posebno određivanje valnih opterećenja na brodske i pučinske konstrukcije danas je vrlo aktivno područje istraživanja. Razvijene su brojne metode za proračun valnih komponenti opterećenja. Danas mnogi smatraju da je točnost proračuna odziva zapravo određena kvalitetom i točnosti proračuna opterećenja, budući da je modeliranje krutosti i metoda konačnih elemenata već dovoljno pouzdana i verificirana. Ipak aplikacija i praktično korištenje hidrodinamičkih metoda još uvijek je ograničeno i ne spada u standardni projektni postupak kao npr. linearni MKE proračun. Numeričke metode grubo možemo podijeliti u dvije grupe: metode zasnovane na vrpčastoj teoriji i panelne metode. Metode su razvijene u frekventnoj i vremenskoj domeni s tim da se frekventna domena koristi češće, dok se vremenska domena koristi uglavnom za posebne, složenije vrste proračuna (eng. *slamming*, *green seas*).

Vrpčasta teorija

Osnove linearne vrpčaste teorije detaljno su dane u brojnim hidrodinamičkim udžbenicima [80, 81] i ovdje ih nema smisla ponavljati. Princip vrpčaste teorije je podjela uronjenog dijela broda na konačni broj odsječaka, vrpca, obično oko 20. Dvodimenzionalni hidrodinamički koeficijenti i uzbudne sile određuju se za svaku vrpcu zasebno te se zatim numeričkom integracijom dobivaju trodimenzionalne vrijednosti za cijelu konstrukciju. Osnovna pretpostavka vrpčaste teorije je da su vrpce, na koje je brod podijeljen beskonačne duljine, što znači da je promjena protoka fluida mnogo veća u poprečnim ravninama nego u uzdužnom smjeru. Ograničenja vrpčaste teorije su [80, 81]:

- vrijedi za male Frouдове brojeve, $F_n \leq 0.4$,
- vrijedi za vitke konstrukcije čiji je omjer duljine i širine veći od 2.5,
- to je teorija visokih valnih frekvencija, pa se bolji rezultati postižu kod valova u pramac nego kod valova u krmu zbog veće susretne frekvencije,
- pretpostavlja da se oplakana površina proteže do mirne vodne linije dok se iznad nje podrazumijeva okomitost bokova. Ova ograničenja unose značajnu pogrešku kod viših i strmijih valova zbog nelinearnosti uzrokovanih kosim bokovima broda,
- teorija daje istu vrijednost vertikalnog valnog momenta savijanja za progib i pregib što nije točno zbog nelinearnosti forme, posebno krajeva, iznad mirne vodne linije te je potrebno uvesti korekciju za nelinearne efekte,
- pretpostavka linearnosti između amplitude odziva i amplitude nailaznog vala ograničava valjanost teorije kod oštrijih stanja mora, kada dolazi do udaranja broda u valove uslijed izranjanja pramca ili krme (eng. *slamming*) ili kod pojave zalijeivanja palube (eng. *green seas*).

Osnovna varijanta linearne vrpčaste teorije stalno se nadopunjuje i razvija uključivanjem članova višeg reda (*2nd order theory, quadratic theory,..*) [82]. To omogućuje uključivanje raznih nelinearnih efekata te proračun na valovima s velikim amplitudama i veću točnost proračuna [83, 84, 85].

Panelna metoda

Najčešće se koristi u određivanju linearnog odziva pučinskih konstrukcija velikog volumena na pravilnim valovima, za $F_n=0$. Postoje razne vrste panelnih metoda koje se još nazivaju i metode rubnih elemenata. Zasnivaju se na potencijalnoj teoriji strujanja koja podrazumijeva da su amplitude osciliranja konstrukcije i slobodne površine tekućine male u odnosu na dimenzije poprečnog presjeka razmatrane konstrukcije. Metoda se sastoji u diskretizaciji oplakane površine panelima pravokutnog ili trokutastog oblika. Dobar pregled panelnih metoda za određivanje hidrodinamičkih koeficijenata i uzbudnih sila dan je u [80].

Trenutačno stanje u razvoju samih metoda i njihovoj implementaciji te pregled svih najnovijih relevantnih referenci daje se svake tri godine kroz zbornike ISSC-a. U izvještajima 13-tog ISSC kongresa iz 1997.g [86] i 14-tog ISSC kongresa iz 2000.g [87] navodi se da je linearna vrpčasta teorija još uvijek najčešći i najpraktičniji alat za procjenu valnog opterećenja deplasmanskih brodova. Profesor *Faltisen* je to ovako izrazio: „*Strip theory is still the work horse for linear motion and loads prediction for displacement vessels*“. Ipak, u izvještaju 15-tog ISSC kongresa iz 2003.g vidimo određeni značajniji pomak prema 3D linearnim i nelinearnim metodama, tako da se govori o tranzicijskoj fazi u metodama analize opterećenja [88]. Ipak mnogi istraživači upozoravaju na još uvijek brojne nedorečenosti kako linearnih metoda tako i komplikaciju korištenja i nesigurnost panelnih metoda. Za razliku od vrpčastih metoda koje su uz sva ograničenja *zrele* za korištenje u praktične svrhe, uporaba panelnih metoda još uvijek se provodi više u svrhu razvoja i verifikacije Pravila, nego za korištenje u praktičnom projektnom postupku [88].

Nesigurnost i greške numeričkog modeliranja brojnim metodama traže još mnogo napora i rada u smislu verifikacije, validacije i usporedbe, kako samih metoda, tako i usporedbe s eksperimentalnim mjerenjima [87, 89, 90, 91]. Glavni problem leži u tome što sve metode polaze od različitih pretpostavki i aproksimacija, kojim nastoje što točnije opisati stvarni fizikalni proces korištenjem manje ili više složenog matematičkog aparata. Podrazumijeva se da razlike u polaznim pretpostavkama i različitom nivou aproksimacije dovode do različitih rezultata. Pri tome je važno istaknuti da je dobivene rezultate vrlo teško razvrstati po njihovoj valjanosti, što vodi do pojma neizvjesnosti proračunskih modela. Najvažniji uzroci neizvjesnosti određivanja ekstremnih valnih opterećenja mogu se razvrstati kako slijedi [90]:

- (1) Izbor reprezentativne tablice mora
- (2) Neizvjesnost uslijed određivanja prijenosnih funkcija
- (3) Neizvjesnost metode za dugoročnu prognozu valnog opterećenja
- (4) Nelinearnost odziva
- (5) Oblik funkcije gustoće spektra
- (6) Neizvjesnost ljudskog djelovanja (manevriranje u nevremenu, promjena kursa,..)

Neizvjesnost modeliranja vertikalnog valnog momenta na osnovi dugoročne prognoze značajno je prisutna i kada se koristi isti set ulaznih podataka (područje plovidbe, valni spektar, prijenosne funkcije, ista matematička formulacija dugoročne prognoze) za istu proračunsku metodu (npr. vrpčasta teorija) [92]. Odstupanja u tako definiranom zadatku, uslijed razlike u raznim programima vrpčaste teorije, kreću se oko 7÷9% prema [92] za primjer kontejnerskog broda i tankera, što je značajno. Za realni hidrodinamički proračun, koji bi provele različite ustanove/projektne uredi, u proračun bi se unijele još dodatne različite pretpostavke i podaci, što još više povećava razliku u dobivenim rezultatima (npr. ekstremnom valnom momentu) [93]. Najnovija istraživanja pokazuju da disperzija rezultata (npr. vertikalnog valnog momenta savijanja) može biti značajna već na relativno jednostavnim modelima prizmatične barže posebno između različitih grupa primijenjenih metoda (panelne/vrpčaste) [87, 89].

Ovisno o složenosti i zahtijevanoj točnosti proračuna te fazi projekta u kojemu se koristi, ovisi i odabir same metode proračuna. ISSC u svom izvješću [88] navodi potrebu balansiranja između točnosti proračuna i brzine same metode. Kao racionalni pristup predlaže se korištenje nižeg nivoa točnosti u početnoj fazi projektiranja kao *filter* za donošenje primarnih projektnih odluka te korištenje metoda višeg nivoa točnosti kao korak koji slijedi u fazi detaljnijeg definiranja projekta.

Kroz ovaj rad opterećenja su promatrana u smislu odabira prikladnog modela opterećenja koji je moguće implementirati na predložene MKE generičke modele u konceptualnoj fazi projekta.

Kako za konceptualnu fazu projekta (što je okvir ovog rada) imamo relativno malo informacija, a i s obzirom na kratkoću vremena, to se uporaba brzih i jednostavnih metoda proračuna nameće kao prioritet. U ovoj fazi, kada se bira koncept konstrukcije također je bitno naglasiti da je dovoljno pouzdano razlučiti najbolju varijantu od brojnih generiranih projekata, pa makar oni bili evaluirani s relativno manje točnim modelom opterećenja.

Vertikalni moment savijanja

Vertikalni moment savijanja je zasigurno najvažniji parametar u dimenzioniranju uzdužno efikasnih strukturnih elemenata na razini primarne čvrstoće tj. momenta otpora presjeka-*section modulus* [94]. Ukupni vertikalni moment savijanja možemo podijeliti na statički i valni moment savijanja. Momenti savijanja na mirnoj vodi specificirani su u Knjizi trima i stabilneta, a pouzdanost rezultata dobivenog različitim, dobro verificiranim računalnim programima, vrlo je

velika. Iz različitih stanja krcanja određuje se najveća vrijednost momenta u pregibu i progibu te se uzimaju kao projektne vrijednosti statičkog momenta savijanja na mirnoj vodi. Uz gore spomenute metode direktnog proračuna valnog opterećenja, klasifikacijska društva, u želji ubrzanja i olakšanja proračuna, izveli su jednostavne projektne formule za proračun valnih momenata savijanja na osnovu nekoliko temeljnih karakteristika broda (L, B, C_B).

Globalna valna opterećenja broda unificirana su za sva klasifikacijska društva u travnju 1991, kada je usvojen IACS *Zahtjev S11 -Longitudinal Strength Standard*. Njime su parametarski definirani izrazi za uzdužnu distribuciju maksimalnih vrijednosti valnih momenata i smičnih sila koji se mogu pojaviti u tijeku vijeka broda s vjerojatnošću premašivanja od 10^{-8} . Opće poznate formule izvedene su na osnovi direktnih proračuna valnih momenata i prethodno izvedenih formula klasifikacijskih društava. Vrlo dobar osvrt pozadine IACS-ova zahtjeva S11 i S7 dan je u [95]. Nakon objavljivanja tog članka razvile su se brojne diskusije o utemeljenosti i fizikalnoj pozadini tih zahtjeva. Vrlo dobar pregled relevantnih referenci dan je u [90]. Nakon brojnih rasprava i analiza još uvijek ostaje pitanje koliko se IACS-ove formule dobro poklapaju s direktnim hidrodinamičkim proračunima, pa se tu očekuje eventualno poboljšavanje formula posebno za brodove s vitkom formom i niskim koeficijentom punoće. Detaljni pregled svih komponenti neizvjesnosti, koji prate dugoročnu prognozu valnih momenata, dan je u [96].

Linearna vrpčasta metoda, kao najčešći projektни alat, podrazumijeva da se frekvencijski ovisni hidrodinamički koeficijenti i uzbudne sile dobivaju integriranjem dinamičkih tlakova do mirne vodne linije te daje jedinstveni linearni moment savijanja. Kroz eksperimentalna modelska mjerenja i brojne direktne nelinearne proračune dokazano je da je za brodove s vitkom formom nelinearnost valnih momenata takva da progibni moment (eng. *sagging*) raste, a progibni (eng. *hogging*) opada. Kako je interakcija trupa i nadgrađa dominantna kod raznih tipova putničkih brodova čiji je C_B najčešće između 0.6÷0.65 (u razini kontejnerskih brodova) to su nelinearni efekti ovdje posebno zanimljivi.

Određivanjem iznosa korekcije linearnog valnog momenta savijanja, dobivenog vrpčastom metodom uslijed nelinearnih efekata, povećava se točnost proračuna. Izdvojene su tri približna postupka koje je moguće relativno jednostavno primijeniti:

- (1) IACS- Zahtjev S11
- (2) *Guedes Soares-ov* postupak
- (3) *Mansour-ov* postupak

IACS- Zahtjev S11 [95, 97, 98, 99]:

Odnos između progibnog i pregibnog valnog momenta prema IACS *Zahtjevu S11* uzet je u obzir na relativno grub način samo kroz koeficijent punoće C_B i iznosi:

$$\frac{|M_{w,hogg}|}{|M_{w,sagg}|} = \frac{1.73 \cdot C_B}{C_B + 0.7} \quad (4.31)$$

Kako IACS nije eksplicitno propisao odnos pojedinih momenata savijanja u odnosu na njegovu linearnu vrijednost, kod korištenja ovog izraza uzeta je pretpostavka da se linearni moment savijanja nalazi u sredini između vrijednosti progibnog i pregibnog momenta, što je upitno.

Guedes Soaresov postupak [100, 91]:

Guedes Soares je predložio nešto složenije izraze (u odnosu na IACS-ove) za nelinearne korekcijske faktore valnog momenta savijanja (Φ_S , Φ_H) kojima je potrebno pomnožiti vrijednost linearnog momenta savijanja (M_L), dobivenog linearnom vrpčastom teorijom, da bi se dobili *realniji* iznosi pregibnih/progibnih valnih momenta savijanja:

$$M_{w,sagg} = \Phi_S \cdot M_L$$

$$M_{w,hogg} = \Phi_H \cdot M_L$$

Oni se temelje na dugoročnoj razdiobi valnog momenata savijanja za razinu vjerojatnosti od 10^{-8} :

$$\Phi_S = 1.43241 + 0.00118 \cdot L - 0.55032 C_B \text{ -progib} \quad (4.32a)$$

$$\Phi_H = 0.66981 - 0.00105 \cdot L + 0.61029 C_B \text{ -pregib} \quad (4.32b)$$

Metoda se zasniva na višestrukoj linearnoj regresijskoj analizi podataka dobivenih složenijim hidrodinamičkim proračunima (kvadratična vrpčasta teorija te metoda nelinearnih prijenosnih funkcija) za 13 promatranih bodova. Nezavisne varijable su duljina broda i koeficijent punoće (L , C_B). Brzina broda izražena *Froudovim* brojem nije uzeta u obzir, pošto nije uspostavljena jasna korelacija s korekcijskim faktorima (Φ_S , Φ_H). Korekcijski faktori pokazuju trend povećanja nelinearnih učinaka s povećanjem duljine broda i sa smanjenjem koeficijenta punoće. Ako usporedimo podatke dobivene iz direktnog proračuna i one koji bi se dobili regresijskim izrazom najviše odstupanje uočeno je za brodove punije forme (tankeri). To je i očekivano budući da su iz skupa podataka iz kojih su izvedeni regresijski izrazi samo dva broda, od promatranih, imala $C_B > 0.7$. Iz ovoga, mogli bi zaključiti da predloženi regresijski izrazi za korekcijske faktore bolje pristaju za brodove s manjim blok koeficijentom, $C_B \leq 0.7$. Za očekivati je da će se još veća točnost i pouzdanost regresijskih izraza postići s većim skupom prikupljenih podataka (rezultata provedenih nelinearnih analiza).

Mansour-ov postupak [101, 102]:

Mansour i *Wasson* predložili su metodu koja se temelji na kratkoročnoj razdiobi nelinearnih momenata savijanja unutar nevremena definiranog značajnom valnom visinom H_S , prosječnim nultim valnim periodom T_Z ($T_Z = 2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_2}}$) te brojem ciklusa opterećenja kojima je brod izložen

za vrijeme trajanja nevremena T .

Najvjerojatniju ekstremnu vrijednost valnog opterećenja, definiranog *Reyleigh*-ovom distribucijom, autori su izrazili kao:

$$f_i = \sigma_i \sqrt{2 \ln v_{0i} T}$$

Za blago nelinearna opterećenja autori uvode parametar za nelinearnu korekciju δ te se gornja jednadžba može transformirati u :

$$f_i = \delta_i \cdot \sigma_i \sqrt{2 \ln v_{0i} T}$$

Sam parametar δ_i definiran je kao:

$$\delta_i = k_i \left[1 \pm \frac{\alpha_i (2 \ln v_{0i} T - 1)}{(5.8 + 2\gamma_i) \sqrt{2 \ln v_{0i} T}} + \frac{\gamma_i}{30} (2 \ln v_{0i} T - 3) \right] \text{ predznak (+) u slučaju progiba, (-) u slučaju pregiba.}$$

Prosječna frekvencija presijecanja nulte vrijednosti v_0 dobiva se iz rješenja linearne vrpčaste teorije i spektralne analize kao:

$$v = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{m_2}{m_0}}, \text{ gdje su } m_0 \text{ i } m_2 \text{ nulti i drugi spektralni momenti odziva.}$$

Trajanje kratkoročnog stanja mora T , obično se uzima u vremenu od 3 sata: $T=10800$ s.

Pomoćni faktori, ovisni o α i β su izraženi kao:

$$\gamma_i = \sqrt{1 + 1.5(\beta_i - 3)} - 1$$

$$k_i = \sqrt{1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha_i}{\gamma_i + 3} \right)^2 + \frac{\gamma_i^2}{54}}$$

Vidimo da predloženi faktor nelinearne korekcije ovisi samo u dva parametra, α -koeficijentu asimetrije i β -koeficijentu spljoštenosti funkcije gustoće vjerojatnosti odziva. Za linearni slučaj opterećenja opisan *normalnom* distribucijom koeficijent asimetrije α jednak je nula, a koeficijent spljoštenosti β jednak je tri. U tom slučaju faktor korekcije δ postaje jedan te imamo čisti linearni slučaj. Međutim, budući da odziv nelinearnog sustava za *gaussijansku* uzbuđu ne slijedi *normalnu* distribuciju, koeficijent asimetrije α različit je od nule, dok je koeficijent spljoštenosti β različit od tri. Srednja vrijednost odziva je također različita od nule dok je nelinearna standardna devijacija različita od linearne. Ipak, kao su pokazali *Mansour* i *Jensen* u [102] srednja vrijednost uslijed nelinearnosti može se zanemariti, dok se nelinearna standardna devijacija može zamijeniti linearnom. Također su pokazali da su koeficijenti asimetrije α i

spljoštenosti β funkcije sljedećih parametara: značajne valne visine H_S , prosječnog nultog valnog perioda T_Z , geometrije broda, brzine broda V , kuta nailaska broda na valove θ :

$$\alpha = \alpha(H_S, T_Z, \text{geometrije broda}, V, \theta)$$

$$\beta = \beta(H_S, T_Z, \text{geometrije broda}, V, \theta)$$

Geometrija broda definirana je faktorom proširenja C_f (*flare coefficient*) kao mjerom neokomitosti stijenki boka broda i najznačajnijim uzrokom nelinearnosti valnog opterećenja:

$$C_f = \frac{A_{dk} - A_{wp}}{L \cdot z_f}$$

gdje je: A_{dk} - površina glavne palube; A_{dwp} - površina vodne linije; L - duljina broda; z_f - vertikalna udaljenost između vodne linije i glavne palube.

Autori su izveli praktične projektne dijagrame za očitavanje koeficijenata α i β kao funkcije gore spomenutih parametara. Također su pokazali da koeficijenti α i β proporcionalno ovise o H_S i H_S^2

te su dijagrami izvedeni za $\frac{\alpha}{H_S}$ i $\frac{\beta - 3}{H_S^2}$. Vrijednosti iz projektних dijagrama dobivene su

hidrodinamičkim proračunom na temelju kvadratične vrpčaste teorije [82] za razne varijacije ulaznih parametara. Jednostavnim očitavanjem vrijednosti α i β iz projektnih dijagrama vrlo brzo se izračuna faktor nelinearne korekcije δ te je za njega moguće skalirati linearnu vrijednost vertikalnog momenta savijanja dobivenog primjenom linearne vrpčaste teorije. Kao zaključak u svom istraživanju *Mansour* i *Wasson* ističu da faktor proširenja C_f i stanje mora (H_S, T_Z) imaju značajan utjecaj na faktor nelinearne korekcije δ , dok brzina broda i kut nailaska valova imaju manji utjecaj.

Usporedna analiza korekcijskih faktora izračunatih po tri predstavljene metode provedena je na primjeru putničkog broda za kružna putovanja.

Putnički brod za kružna putovanja → karakteristike broda: $L=171$ m; $C_B=0.6$; $C_f=0.6$.

Linearna hidrodinamička analiza putničkog broda za kružna putovanja provedena je u [103]. Ekstremni vertikalni valni moment savijanja određen je za stanje mora značajne valne visine $H_S=14$ m, prosječnog nultog valnog perioda $T_Z=11.6$ s u trajanju od 3 sata ($T=10\ 800$ s). Na tom stanju mora pretpostavljena je brzina od 3 čvora, što odgovara *Froudu* broju $Fn=0.04$. Izračunata najvjerojatnija ekstremna vrijednost linearnog valnog momenta iznosi $M_L=1332$ MNm, a prosječna frekvencija presijecanja nulte vrijednosti $v=0.099$ s⁻¹ [96]. Korekcijski faktori izračunati po sve tri metode, dani su u tablici koja slijedi:

KOREKCIJSKI FAKTORI	<i>Guedes Soaresovi</i> izrazi (4.32)	<i>Mansourova</i> metoda	IACS-ov izraz (4.31)
$\Phi_S = \frac{M_{w,sagg}}{M_L}$ (progib)	1.30	1.33	1.11
$\Phi_H = \frac{M_{w,hogg}}{M_L}$ (pregib)	0.86	0.87	0.89

Iz predočenih rezultata vidimo izvrsno poklapanje regresijskih izraza *Guedes Soares* i *Mansourove* metode za stanje progiba. IACS-ov izraz dosta podcjenjuje vrijednost korekcije za progib, što je otprije poznata činjenica. Za stanje pregiba imamo ujednačenu razinu korekcijskog faktora za sve tri metode. Za poznati *Flokstrin* kontejnerski brod ($L=270\text{m}$, $C_B=0.59$) sličnog koeficijenta punoće također se dobivaju slični rezultati. Za referencu se može spomenuti da je u slučaju putničkog broda *Queen Mary 2* izračunati progibni moment iz dugoročne prognoze bio za 22% veći od IACS-og zahtjeva.

Ujednačenost korekcijskih faktora dobivenih s dvije različite metode za više brodova s niskim koeficijentom punoće ($C_B=0.6\div 0.65$) ohrabruje u smislu njihovog daljnjeg razvoja i korištenja.

Putnički brodovi, Ro-Pax i većina razmatranih brodova nalaze u mirnoj vodi uvijek u stanju pregiba te su valni pregibni momenti savijanja značajniji od progibnih, budući da se u slučaju pregiba zbrajaju, a u slučaju progiba oduzimaju od statičkih:

$$M_{t,hogg} = M_{s,hogg_max} + M_{w,hogg} ; \text{ stanje pregiba}$$

$$M_{t,sagg} = M_{s,hogg_min} + M_{w,sagg} ; \text{ stanje progiba}$$

Napomena: predznak momenta u progibu po konvenciji je negativan (-), a pregiba pozitivan(+).

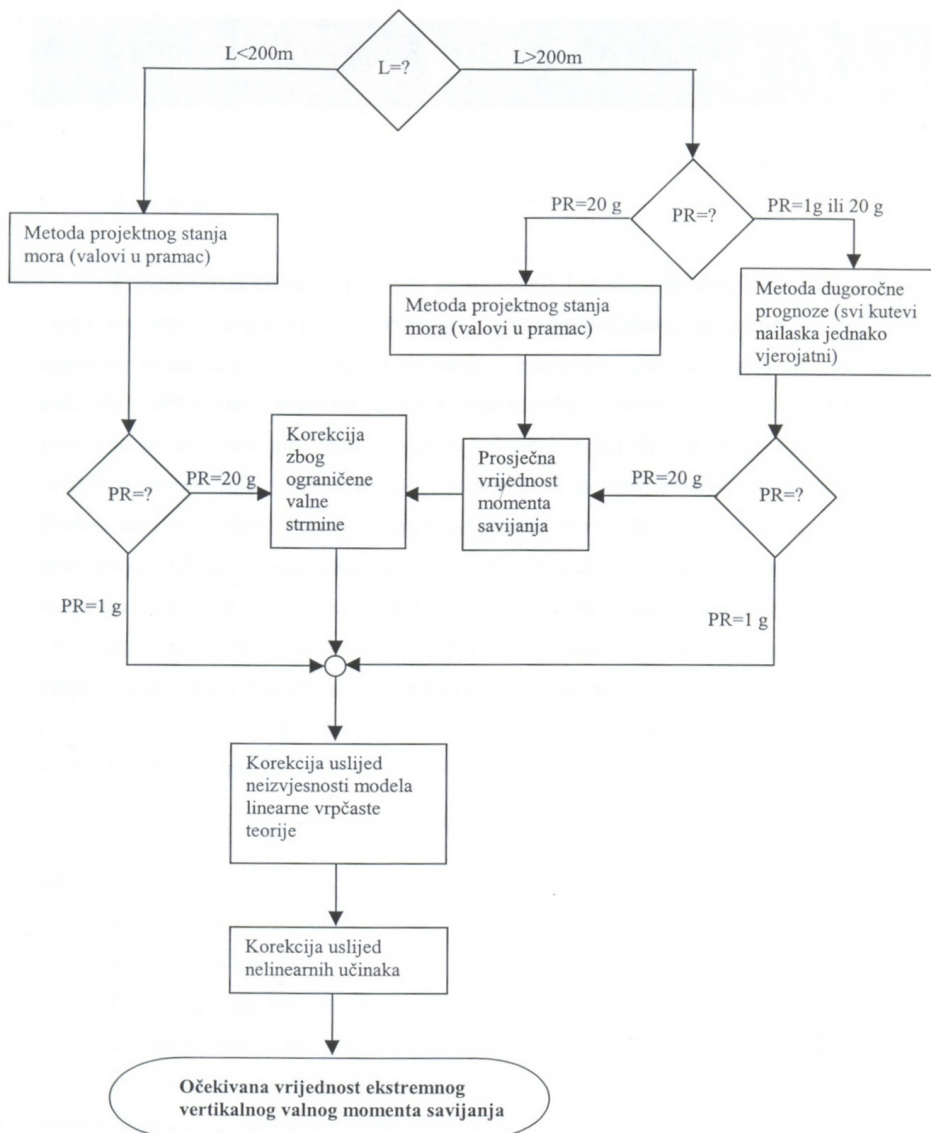
Iz gornjih razmatranja mogu se donijeti sljedeće preporuke:

- **PROGIB:** progibni valni moment savijanja ima faktor korekcije koji ga povećava (>1). Za brodove s koeficijentom punoće između $0.6\div 0.65$, prema [91], kreće se oko $\Phi_S=1.2\div 1.5$. Prema tome, u tom rasponu je potrebno povećati progibni valni moment za korekcijski faktor Φ_S i oduzeti ga od minimalnog pregibnog statičkog valnog momenta. Ovakvo razmatranje može s većom vjerojatnošću rezultirati ukupnim progibnim momentom savijanja te potrebom kontrole izvijanja gornjih paluba nadgrađa uslijed tlačnog opterećenja. Uobičajeno je da se struktura paluba nadgrađa projektira tako da je izdržljivost ukrepljenog panela uslijed tlačnih naprezanja minimalno 30 N/mm^2 .
- **PREGIB:** pregibni valni moment savijanja ima faktor korekcije koji ga smanjuje (<1). Za brodove s koeficijentom punoće između $0.6\div 0.65$ prema [91] kreće se otprilike u rasponu $\Phi_H=0.75\div 0.85$. Ako primijenimo istu logiku kao kod progiba tada je valni moment potrebno reducirati za izračunati korekcijski faktor. Ipak, za konceptualnu fazu projekta obično se uzima zaliha sigurnosti uslijed neizvjesnosti podataka od $5\div 8\%$ ukupnog momenta savijanja [77]. Polazeći od toga, za preporučiti je ne smanjivati veličinu pregibnog valnog momenta dobivenog po IACS Pravilima ili linearnom teorijom za korekcijski faktor Φ_H .

Zbog osnove iz koje su generirani približni postupci za određivanje korekcijskih faktora uslijed nelinearnih efekata, regresijske izraze *Guedes Soares* razumnije je koristiti za povratni period od 20 godina, dok je *Mansourovu* i IACS metodu bolje koristiti za povratni period od 1 godine.

Dijagramski prikaz proračuna očekivane ekstremne vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja prikazan je na slici 4-18. To je cjeloviti pristup, koji osim korekcije za

nelinearne učinke, uzima u obzir korekciju zbog ograničene valne strmine i korekcije uslijed neizvjesnosti modela linearne vrpčaste teorije, a detalji se mogu pronaći u [96].



Slika 4-18 Proračun očekivane vrijednosti ekstremnog vertikalnog valnog momenta [96]

Za konceptualnu projektnu fazu u razvoju su također i *closed-form* semi-analičke metode za brzu procjenu valnog momenta savijanja s uključenim nelinearnim efektima [94]. Metoda kao ulazne parametre uzima L , B , T , C_B , C_f v , *operacijski profil* i namijenjena je glavnom projektantu broda za moguću analizu senzitivnosti veličine valnog momenta s obzirom na razne varijante glavnih dimenzija broda i područje plovidbe. Metoda je pogodna za uključivanje u formalnu optimizacijsku proceduru kao mogući atribut pri odabiru *Pareto* optimalnih glavnih izmjera broda. To je faza koja prethodi konceptualnom projektiranju konstrukcija i predstavlja osnovu za njezino provođenje, slika 3-3.

4.3 Zaključak

Kroz ovo poglavlje predstavljen je koncept projektно orijentiranih generičkih 3D MKE strukturnih modela. Makroelementi ukrepljene membrane/ploče i grede s koljenom, kao specijalni konačni elementi osnovna su jedinica za izgradnju takvih modela i detaljno su opisani u [25, 73]. Makroelementi nam omogućuju veću fleksibilnost, brzinu modeliranja i naknadnog remodeliranja uslijed eventualne promjene mreže te su prilagođeni formalnoj optimizacijskoj proceduri.

Razmatrani su mogući načini MKE modeliranja na razini grube mreže s posebnim naglaskom na velike bočne otvore. Uspoređena je točnost modeliranja bočnih otvora ovisno o vrsti metode. Analitička metoda određivanja ekvivalentne debljine po principu ekvivalentne smične krutosti [32] pokazala se posebno zanimljivom sa stajališta točnosti proračuna, brzog remodeliranja i uključivanja takvog modela u formalnu optimizacijsku proceduru. Izrazi za ekvivalentnu krutost analitički su izvedeni i konstruirani u formi projektних dijagrama. Kako se radi o analitičkoj metodi, ona za razliku od koncepta ortotropne membrane, ne zahtjeva prethodne testove s finom mrežom konačnih elemenata na osnovu kojih se postavljaju parametri krutosti, a daje vrlo slične rezultate. U slučaju da model otvora bitno odstupa od standardnih tipova otvora uslijed nestandardnog oblika za dobivanje realnih pomaka potrebno je provesti testove finom MKE mrežom.

Predstavljen je model opterećenja temeljen na kvazistatičkom principu ekvivalentnog vala te mogućnosti točnijeg modeliranja valnih opterećenja, posebno procjene veličine valnog momenta savijanja. Predstavljani su i projektни izrazi za korekciju vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja na osnovu linearne vrpčaste teorije za nelinearne efekte uslijed promjene forme iznad vodne linije.

Primarna naprežanja generirana u palubama generičkih modela uspoređena su u nastavku (poglavlje 8.1) s onim iz MKE modela cijelog broda s istom razinom mreže i za isto stanje opterećenja na dva primjera. Greška u veličini primarnih naprežanja je zadovoljavajuća za konceptualnu fazu projektiranja strukturnih dimenzija u području $0.4 L$ oko glavnog rebra.

Predloženi generički modeli pogodni su za daljnja istraživanja te ispunjavaju na njih postavljene zahtjeve. Na njima je moguće efikasno provesti dvije vrlo bitne faze koje slijede u konceptualnom projektiranju konstrukcija:

- Topološko istraživanje projektног prostora → vidi poglavlje 6,
- Formalna optimizacija strukturnih dimenzija → vidi poglavlje 7.

5. UZDUŽNA GRANIČNA ČVRSTOĆA TRUPA VIŠEPALUBNIH BRODOVA

5.1. Pojam i mjera uzdužne granične čvrstoće

Uzdužna čvrstoća je najvažniji aspekt čvrstoće broda, zbog toga se za većinu tipova brodova često naziva i primarna čvrstoća broda. Proračun uzdužne čvrstoće broda u standardnom projektnom postupku svodi se na određivanje projektnog vertikalnog momenta savijanja i dimenzioniranje strukturnih elemenata koji mogu podnijeti djelovanje takvog momenta. Minimalni zahtijevani moment otpora poprečnog presjeka trupa kroz IACS-ov zahtjev S-11 dugo se uzimao kao mjera globalne čvrstoće trupa [95]:

$$W_{\min} \geq \frac{M_s + M_w}{175/k} \cdot 10^{-3} \quad (5.1)$$

Kod razmatranih tipova brodova zbog nepotpune efikasnosti strukturnih elemenata gornjih paluba nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći, moment otpora trupa kao mjera nije racionalan. Ovisno o stupnju efikasnosti pojedinog strukturnog elementa moguće je izračunati korigirani moment otpora. Stoga se granični moment savijanja čini kao mnogo racionalnija mjera globalne čvrstoće. Najnovija harmonizirana Pravila za tankere i brodove za rasuti teret također se pomiču u smislu određivanja graničnog momenta savijanja kao mjere uzdužne granične čvrstoće trupa [104].

Pojam *uzdužne granične čvrstoće trupa* može se definirati kao stanje naprezanja i deformacije na razini trupa koje odgovara maksimalnom opterećenju (granični moment savijanja) koje struktura može izdržati. Svako daljnje povećanje momenta savijanja dovodi do kolapsa trupa broda.

Uzdužna granična čvrstoća trupa u ovom radu prvenstveno je razmatrana kao projektni kriterij tj. mjera kvalitete određene varijante projekta konstrukcije [21]. Uzdužna granična čvrstoća trupa putničkih brodova specifični je problem te je zbog toga izdvojena naspram drugih projektnih atributa (težina, cijena, pozicija težišta po visini, itd.) i detaljnije obrađena. Druge razmatrane mjere kvalitete nisu posebno izdvojene jer su njihove karakteristike uglavnom opće, neovisno o razmatranom tipu broda i dane su 7. poglavlju.

Iznesene su najnovije spoznaje o problemima granične čvrstoće velikih putničkih brodova kao i pregled mogućih metoda za proračun graničnog (kolapsnog) vertikalnog momenta savijanja razmatranih tipova brodova. Metode određivanja graničnog momenta savijanja kritički su razmatrane, posebno *Smithova* metoda, kako sa stanovišta točnosti metode tako i sa stanovišta brzine proračuna i mogućnosti uključivanja u formalnu optimizacijsku proceduru (vrijeme izvršenja uslijed iterativnog karaktera proračuna). Implementirana su određena proširenja *Smithove* metode s obzirom na razmatrani problem te su rezultati testirani na pojednostavljenom testnom primjeru putničkog broda, *ISSC benchmark* [105]. Osim same vrijednosti graničnog momenta, istraživani su i redoslijed (sekvenca) kolapsa strukturnih elemenata-podstruktura,

posebno paluba. Kritički je razmotren utjecaj topologije, koji rezultira različitim distribucijama primarnih napreznja po visini trupa, na vrijednost graničnog momenta.

Kompleksnost strukturnog odziva višepalubnih brodova s dugim nadgrađima detaljno je obrađena u prethodnim poglavljima (2.poglavlje). Glavni uzroci su sljedeći:

- djelomična efektivnost paluba nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda,
- složeni mehanizam prijenosa sila između trupa i nadgrađa, kroz strukturu recesa, itd.

To može rezultirati nehomogenom (nelinearnom) distribucijom primarnih napreznja po visini trupa što komplicira problem i postavlja dodatan zahtjev na metode proračuna granične čvrstoće trupa koje se koriste pretpostavkom o linearnoj distribuciji deformacija po visini.

Sam problem granične čvrstoće trupa i mogućeg scenarija kolapsa velikih putničkih brodova vrlo je malo istražen i do nedavno skoro nikakva istraživanja na tu temu nisu publicirana. Razlog tome najvjerojatnije je pretpostavka da je granični moment savijanja takvih brodova dosta veći od projektnog te da postoji relativno velik faktor sigurnosti na razini primarne čvrstoće. Takvoj pretpostavki pogoduje činjenica da je uslijed velike visine i brojnih paluba, moment otpora trupa takvih brodova relativno velik te uglavnom značajno premašuje minimalni zahtijevani moment otpora, prema jednadžbi (5.1). Ipak, najnovija istraživanja [20, 105] ukazuju da veličina graničnog momenta savijanja ipak nije toliko velika kako se pretpostavljalo i da postoji mogućnost da se približi vrijednosti zadanog projektnog momenta.

Kako putnički brodovi prevoze veliki broj osoba pitanja sigurnosti ovdje ima posebno značajnu ulogu. Potrebno je imati realnu procjenu razine sigurnosti s obzirom na projektna opterećenja i njihov statistički karakter, posebno valnog opterećenja, kao i na nesigurnost metoda određivanja kako valnog tako i graničnog momenta savijanja trupa.

Za uključivanje spomenutih nesigurnosti i točnije određivanje razine sigurnosti konstrukcije potrebno je uključiti metode pouzdanosti. Metode pouzdanosti uzimaju komponente opterećenja (*projektne momente*) i komponente izdržljivosti (*granični moment*) kao slučajne varijable te na taj način uključuju neizvjesnosti pojedinih komponenti u matematički model. Direktne metode pouzdanosti kojima se neposredno određuje vjerojatnost oštećenja kao kriterij sigurnosti vrlo su složene i zahtjevne te još uvijek nisu prilagođene uobičajenom projektnom postupku. Da bi se povećala pouzdanost projektiranih konstrukcija, a ipak izbjeglo korištenje metoda pouzdanosti uvode se Pravila temeljena na parcijalnim faktorima sigurnosti [105]. U tom slučaju može se racionalnije definirati minimalni granični moment kao mjera minimalne zahtijevane izdržljivosti trupa:

$$\gamma_s \cdot M_s + \gamma_w \cdot M_w \leq \frac{M_u}{\gamma_u} \quad (5.2)$$

gdje je:

M_s – ekstremna vrijednost momenta savijanja na mirnoj vodi;

M_w – ekstremna vrijednost valnog momenta savijanja;

M_u – granični moment savijanja broskog trupa, kao mjera maksimalne savojne izdržljivosti trupa;

γ_s – parcijalni faktor sigurnosti za moment savijanja na mirnoj vodi;

γ_w – parcijalni faktor sigurnosti za valni moment savijanja (pokriva nesigurnosti proračuna valnih opterećenja);

γ_u – parcijalni faktor sigurnosti za granični moment savijanja (pokriva nesigurnost podataka u svezi modeliranja, materijala, strukturnih dimenzija i primijenjene proračunske metode).

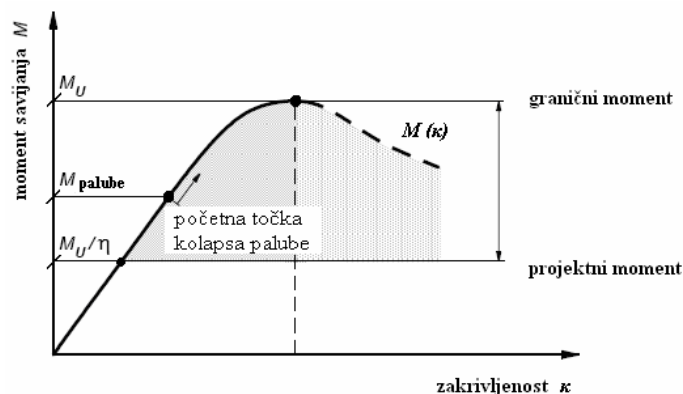
Moguće je u jednadžbu (5.2) uvrstiti i kombinacijski faktor, čime se reducira izraz $\gamma_w M_w$, a koji uspostavlja vezu između vjerojatnosti pojavljivanja maksimalnog valnog i statičkog momenta.

Vrijednosti parcijalnih faktora sigurnosti određuju se postupkom kalibracije na osnovu rezultata dobivenih direktnim metodama pouzdanosti i ovise o brojnim faktorima, a klasifikacijska društva ih daju kroz svoja Pravila. Za tankerske konstrukcije, prema [104], za potpuno definirani način određivanja veličina statičkog i valnog progibnog momenta kao i metodologiju proračuna graničnog momenta vrijednosti parcijalnih faktora sigurnosti su npr.:

$$\gamma_s = 1.0; \quad \gamma_w = 1.2 \div 1.3; \quad \gamma_u = 1.1$$

Za razmatrane tipove brodova takvih podataka još nema i nisu pokriveni trenutnim Pravilima. Vrijednosti γ_s i γ_w je relativno lakše procijeniti, dok je određivanje vrijednost γ_u traži mnogo istraživanja, prvenstveno s obzirom na nepostojanje opće prihvatljive metodologije i metoda proračuna granične čvrstoće ovakvih tipova brodova. Potrebno je naglasiti da će se vrijednost parcijalnih faktora sigurnosti razlikovati i ovisno o stanju opterećenja (progib/pregib). Ne ulazeći u probleme određivanja svake pojedine varijable iz jednadžbe (5.2) moguće je definirati globalni faktor sigurnosti (η) kao omjer između graničnog i projektnog momenta savijanja uzevši u obzir i parcijalne faktore sigurnosti, jednadžba (5.3). Za pretpostaviti je da su, kod grupe sličnih tipova konstrukcije, vrijednosti parcijalnih faktora sigurnosti slične.

$$\eta = \frac{\frac{M_u}{\gamma_u}}{\gamma_s \cdot M_s + \gamma_w \cdot M_w} \quad (5.3)$$



Slika 5-1 Dijagram moment-zakrivljenost (M- κ)

U slučaju nepostojanja vrijednosti parcijalnih faktora sigurnosti za razmatrane konstrukcije moguće je na deterministički način izračunati globalni faktor sigurnosti unutar kojega su skriveni svi parcijalni faktori sigurnosti (ili pak nesigurnosti modeliranja), slika 5-1. On nam može poslužiti kao brza mjera relativne kvalitete pojedinog projekta u smislu usporedbe raznih projektnih varijanti.

Određivanje slijeda(sekvence) kolapsa također je veoma značajno u smislu identifikacije *slabih* točaka u konstrukciji. Za razliku od jednopalubnih brodova kod kojih kolaps palube čvrstoće najčešće uzrokuje i kolaps (sлом) cijelog trupa, kod višepalubnih brodova redundantnost strukture obično je takva da kolaps pojedine palube ne znači nužno i kolaps cijelog trupa. Poznavanjem sekvence kolapsa, projektant konstrukcije u slučaju niskog graničnog momenta može na racionalni način povećati nosivost konstrukcije reprojektirajući strukturne dimenzije onih elemenata koji prvi kolabiraju ili pak mijenjajući koncept konstrukcije promjenom značajnih topoloških parametara.

5.2. Metode za proračun graničnog momenta i scenarij kolapsa putničkih brodova

Detaljniji pregled metoda za proračun granične čvrstoće trupa, njihov kratki opis, evaluacija točnosti, mogućnosti i ograničenja pojedine metode dan je u [106, 107]:

1. Direktne metode

- *Caldwellova* metoda
- Poboljšane metode
- Iskustvene formulacije i interakcijske formule

2. Metode progresivne kolapsne analiza

- Pojednostavljene metode temeljene na tzv. *Smithovoj* metodi,
- Nelinearna metoda konačnih elemenata,
- ISUM metoda (*Idealized Structural Unit Method*),
- *CB* metoda (*Coupled Beam method*)

Izuzetak je samo *CB* metoda koja je nedavno razvijena i detalji se mogu naći u [20]. Metode progresivne kolapsne analize danas su prevladale iz razloga prihvatljive točnosti i brzine izvršenja te mogućnosti identifikacije kolapsnog scenarija.

Nelinearna metoda konačnih elemenata danas predstavlja najpouzdaniji alat za razumijevanje kolapsnog scenarija, a posebno razmatranih konstrukcija. Zbog složenosti i dugotrajnosti izgradnje prikladnog MKE modela (veličina i gustoća mreže) te trajanja samog proračuna u smislu konvergencije rezultata provođenje takvog proračuna zahtijeva jako puno iskustva i dodatnog znanja. Uključivanje materijalne i geometrijske nelinearnosti u model zahtijeva korištenje inkrementalnih procedura što jako produžuje proračunsko vrijeme. Još uvijek

nije realno očekivati uvođenje takvih proračuna u uobičajeni projektni postupak, ali rezultati mogu pomoći u boljem razumijevanju kolapsnog procesa, razvoju jednostavnijih metoda i validaciji rezultata.

Značajni korak prema razumijevanju scenarija kolapsa velikih putničkih brodova napravio je Naar [20] upravo korištenjem nelinearnih MKE proračuna. On je razmatrao kolaps velikog *Post-panamax* broda za kružna putovanja korištenjem programa *LS-DYNA*. MKE model obuhvatio je polovinski model u duljini $\frac{1}{2} L$ oko glavnog rebra. Uz dosta pomoćnih testova provedenih u traženju prikladne veličine MKE mreže koja bi dala realni odziv, uz skraćivanje vremena izvođenja, model je na kraju obuhvatio oko 1 300 000 pločastih Q4 elemenata i 170 000 grednih elemenata. Sam proračun za dva slučaja opterećenja korištenjem današnjih PC s dva procesora je trajao oko dva tjedna, nakon što je izgrađen model i postavljeni prikladni parametri nelinearnog proračuna. Sam odziv modela dao je niz zanimljivih informacija u svezi kolapsa strukture za progibni i pregibni slučaj. Scenarij kolapsa možemo ukratko sažeti:

- Progib (*sagging*): U stanju progiba, gornje palube su izložene tlačnim, a dno vlačnim naprezanjima. Kolaps počinje sa smičnim izvijanjem strukture recesa na poziciji oko $\frac{1}{4} L$ i u isto vrijeme (na sličnom momentu savijanja) počinje elastično izvijanje gornjih paluba, kada gornje palube kolabiraju dolazi do naglog pada krutosti presjeka i kolapsa cijelog broda.
- Pregib (*hogging*): U stanju pregiba, gornje palube su izložene vlačnim, a dvodno tlačnim naprezanjima. Kolaps također počinje sa smičnim izvijanjem strukture recesa (linija C-D na slici 2-4) na poziciji oko $\frac{1}{4} L$. Nakon toga izvijanje oplata uzdužne pregrade nadgrađa oko točke E (donji dio linije E-F između paluba (D6-D7) opterećen je tlačnim naprezanjima) oko glavnog rebra. Daljnje povećanje opterećenja uzrokuje izvijanje i kolaps strukture dna, nakon čega dolazi do naglog pada krutosti presjeka i kolapsa cijelog broda.

Ovdje je bitno naglasiti da početak kolapsa ne nastupa na poziciji maksimalnog momenta savijanja oko glavnog rebra već na poziciji oko $\frac{1}{4} L$ zbog smičnog izvijanja strukture recesa.

Rezultati su ipak očekivani iz sljedećeg razloga. Uzdužna struktura (pregrade, struktura recesa, bok,...), koja omogućuje transfer smičnih naprezanja (vidi sliku 2-4), uslijed relativno malih debljina limova (5-8 mm) posebno uzdužnih pregrada u nadgrađu ima smanjenu smičnu krutost što može dovesti do relativno velikih smičnih naprezanja. Iz provedenih istraživanja na razini linearnog MKE proračuna vidljivo je da smična naprezanja oko $\frac{1}{4}$ i $\frac{3}{4}$ duljine broda mogu poprimiti vrijednost primarnih normalnih naprezanja oko sredine broda [20, 105].

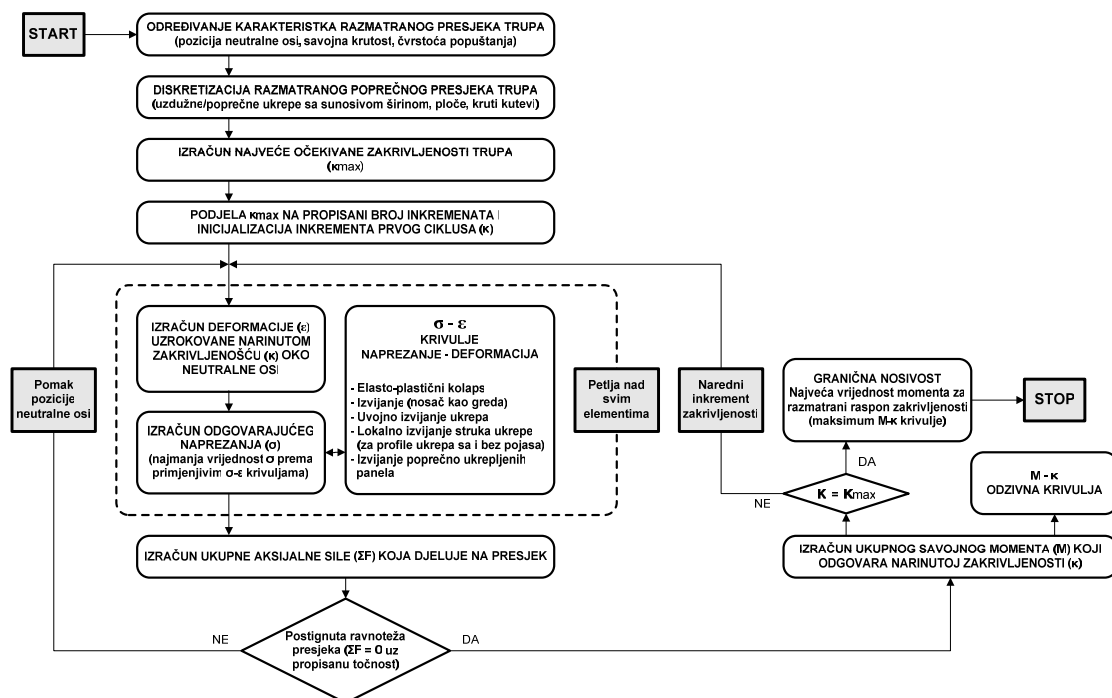
Za razne tipove putničkih brodova to je uobičajena pojava i poznato je da ta mjesta mogu imati smanjeni faktor podobnosti, kao što je pokazano u radovima [52, 108]. Uslijed gore navedenog

očekivana redundancija strukture uzrokovana brojnim palubama može biti bitno smanjena uslijed pojave smičnog izvijanja strukture recesa kao početne faze u kolapsu konstrukcije, što za posljedicu daje smanjenje graničnog momenta.

U okviru rada ISSC 2006 komitet III.1 za graničnu čvrstoću [105] provedena je slična studija korištenjem nelinearnog MKE proračun na razini pojednostavljenog modela putničkog broda. Rezultati tog istraživanja također su dali sličan scenarij kolapsa kao i prije navedeni.

5.3. Proširena *Smithova* metoda za proračun granične čvrstoće trupa

Smithova metoda je sigurno najkorištenija pojednostavljena iterativno–inkrementalna procedura za proračun graničnog momenta savijanja [109]. Metoda pretpostavlja pojavu kolapsa presjeka između dva jaka okvira tj. pretpostavlja da je otpornost jakih nosača (podveza i sponja) na pojavu oštećenja veća od sekundarnih ukrepa i oplata između njih. Globalni kolaps presjeka predstavlja kulminaciju sekvence lokalnih kolapsa pojedinih komponenti. Metoda se temelji na diskretizaciji poprečnog presjeka na manje elemente (uzdužnjak i pripadni dio oplata). Kolapsni mod svakog pojedinog elementa definiran je prikladnim uni-aksijalnim graničnim krivuljama naprezanje-deformacije (σ - ϵ) koje pokrivaju cijelo elastično-plastično područje (*load-end shortening curves*). Sažeti prikaz procedure dan je na slici 5-2.



Slika 5-2 Blok-dijagram *Smithove* metode za proračun graničnog momenta savijanja

Glavne razlike u raznim verzijama *Smithove* metode su upravo u korištenju različito definiranih graničnih krivulja (σ - ϵ) kolapsa ukrepljenog panela. Direktnu interakciju između kolapsa pojedinih elemenata nije moguće uzeti u obzir, kao ni utjecaj poprečne sile ili momenta torzije.

Granične krivulje naprezanje-deformacija koje su korištene obuhvatili su 6 tipova uni-aksijalnog kolapsa (popuštanje i izvijanje), a cjeloviti analitički izrazi dani su u [104]. Istovjetne su formulama BV-a i RINE koje je *Narr* koristio u razvoju *CB* metode [20].

Značajka same procedure je pretpostavka linearne distribucije deformacije po visini nosača ovisno o poziciji neutralne linije. S obzirom na razmatrani problem interakcije trup-nadgrađe koji rezultira nelinearnom distribucijom deformacija/naprezanja po visini trupa to predstavlja ograničenje u korištenju same metode. U nastojanju da se riješi ovaj problem standardna *Smithova* metoda prethodno opisana, proširena je kroz slijedeće korake:

Naprezanja u svakom elementu dobivaju se kao minimalna vrijednost iz pripadnih σ - ε krivulja gdje se kao ulazni parametar koristi aksijalna deformacija ε dobivena u ovisnosti o implementiranoj zakrivljenosti κ i udaljenosti o neutralne linije y_i .

$$\varepsilon_i = \kappa \cdot y_i \quad (5.4)$$

U razmatrani problem uslijed nelinearnog odziva (zakrivljenost nadgrađa ne slijedi zakrivljenost trupa) potrebno je u σ - ε krivulje ući sa stvarnom deformacijom ε . *Stvarnu* deformaciju (u elastičnom području) moguće je dobiti prethodno provedenom linearnom MKE analizom (vidi poglavlje 4). Imajući *stvarnu* distribuciju naprezanja po visini σ_{MKE} u elastičnom području (za konstantni E) moguće je definirati različite faktore efikasnosti za sve strukturne elemenata u presjeku kao:

$$k_{ef} = \frac{\sigma_{MKE}}{\sigma_{id}} = \frac{E \cdot \varepsilon_{MKE}}{E \cdot \varepsilon_{id}} = \frac{\varepsilon_{MKE}}{\varepsilon_{id}} \quad (5.5)$$

Faktor efikasnosti na razini pojedine palube $k_{ef,deck}$ može se definirati kao srednja vrijednost $k_{ef,i}$ svih n strukturnih elemenata koji čine određenu palubu. Iz uvjeta jednakosti sile kojom je određena paluba izložena dobivamo:

$$k_{ef,deck} = \frac{\sum_i^n A_i \cdot k_{ef,i} \cdot \sigma_{id,i}}{\sum_i^n A_i \cdot \sigma_{id,i}} \quad (5.6)$$

Na ovaj pojednostavljeni način moguće je u σ - ε krivulje ući sa korigiranom vrijednošću aksijalne deformacije u svaki strukturni element i dobiti pripadajuću vrijednost naprezanja:

$$\varepsilon_i = \kappa \cdot y_i \cdot k_{ef,i} \quad (5.7)$$

Za daljnji tijek proračuna ostali koraci u algoritmu ostaju isti i nije ih potrebno mijenjati.

Na FSB-u u okviru računalnog programa za projektiranje brodskih konstrukcija *OCTOPUS* [110] razvijeno je niz modula za proračun granične čvrstoće trupa. Proširen je osnovni modul *Smithove* metode sa sljedećim koracima:

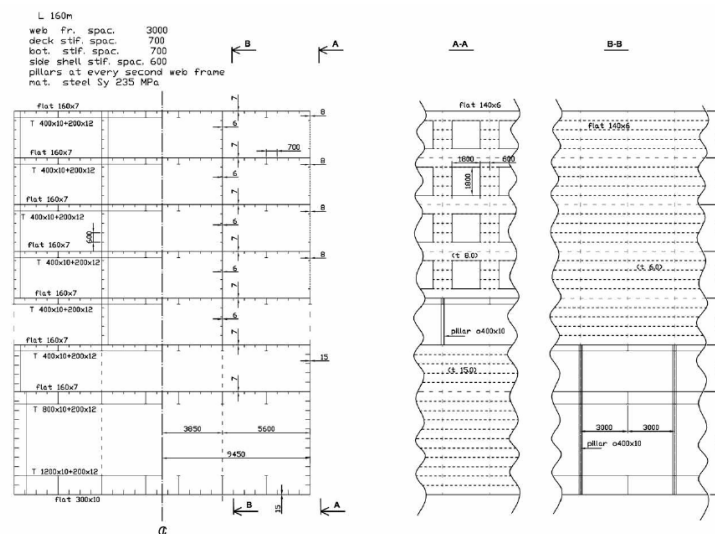
- mogućnosti proračuna graničnog momenta osim u progibu i u pregibu (*hogging*),
- identifikaciji kolapsnog scenarija tj. redoslijeda kolapsa pojedinih strukturnih elemenata i podstrukture (paluba) kroz cijeli ciklus (za svaki korak zakrivljenosti),

- moguće je za sve elemente dobiti ovojnici graničnog stanja deformacija–naprezanje (σ - ε) kroz cijeli ciklus te identificirati kriterij koji je uzrokovao kolaps elementa i/ili palube,
- kroz sve faze procesa (za sva stanja zakrivljenosti) moguće je pratiti distribuciju primarnih naprezanja po visini nosača nakon postignutog ravnotežnog stanja.

Obično se kao kritičan promatrani presjek uzima presjek na poziciji maksimalnog momenta savijanja. U slučaju složenog globalnog opterećenja moguće je identificirati presjeke kod kojih postoji povećana poprečna sila s nešto smanjenim momentom savijanja (pozicija oko $0.25 L$) te i njih uzeti u razmatranje. Kod takvog stanja naprezanja utjecaj smika moguće je uključiti na način prema [111]. To podrazumijeva i uključivanje graničnih krivulja za smično izvijanje oplata između ukrepa ili smično popuštanje, karakteristično za kolaps strukture oplata boka s otvorima (prozori) koji je dan u [20].

5.4. Proračun granične čvrstoće trupa putničkog broda-*ISSC benchmark 2006*

Kao testni primjer implementirane procedure uzet je model pojednostavljenog putničkog broda tzv. *ISSC benchmark*, slika 5-3, za kojeg su objavljeni rezultati kroz prethodno spomenuti ISSC 2006 komitet III.1 za graničnu čvrstoću te se svi detalji mogu pronaći u [105]. Cilj analize provedene u sklopu ISSC bio je ispitati mogućnost uporabe *Smithove* i *ISUM* metode na primjeru putničkog broda, kao i usporedba rezultata s nelinearnim MKE proračunom.



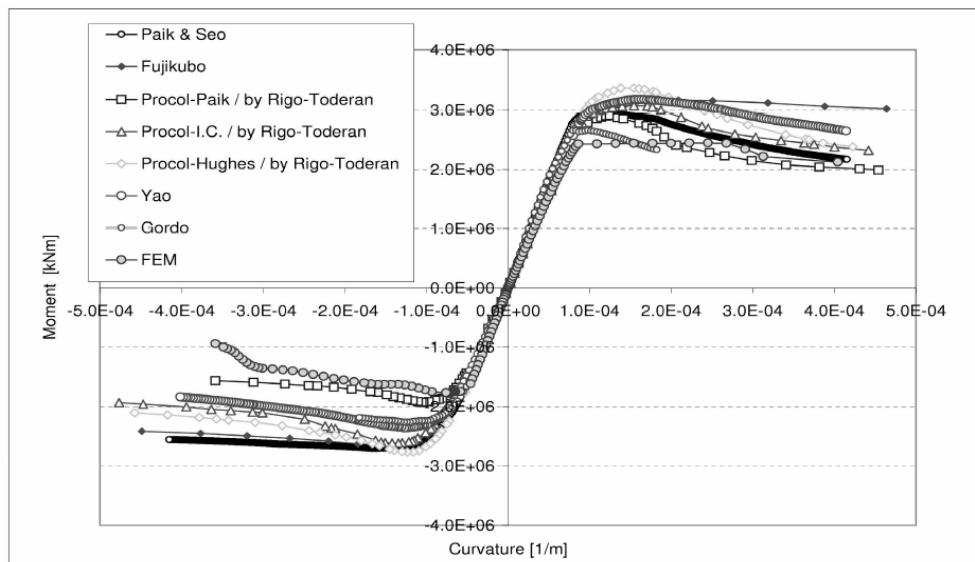
Slika 5-3 Glavno rebro testnog pojednostavljenog putničkog broda [105]

Analiza je provedena u 3 faze:

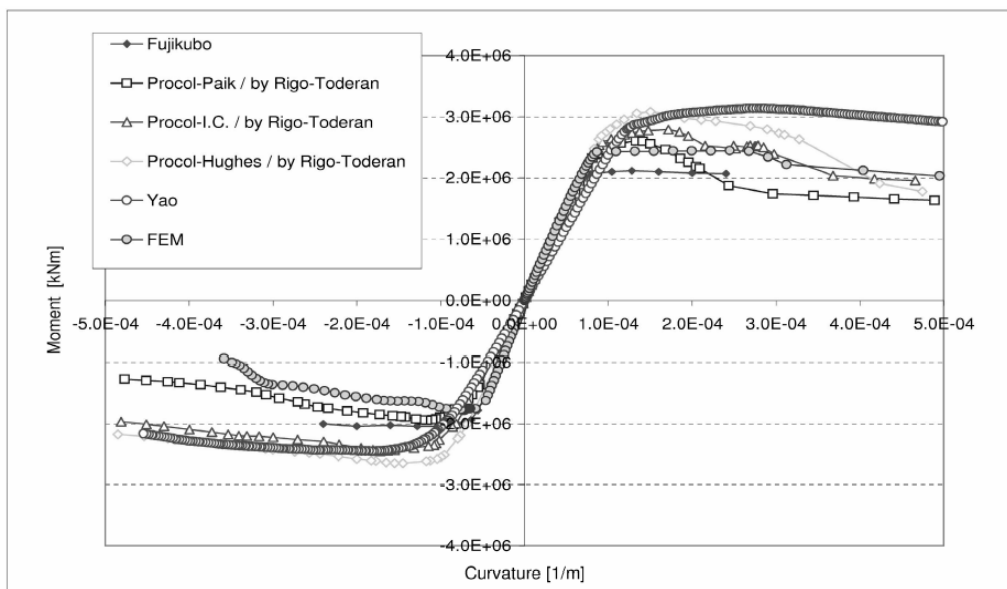
- I. faza: *Smith* i *ISUM* metoda te pretpostavka linearne distribucije deformacije po visini,
- II. faza: *Smith (korigirani)* i *ISUM* metoda te pretpostavka nelinearne distribucije deformacije po visini presjeka. Korekcija za nelinearne efekte je provedena na razini faktora efikasnosti paluba, na osnovu prethodno provedene linearne MKE analize (slično kao korekcije dane u 5.2);

III. faza: 3D nelinearni MKE proračun cijelog modela (proveden programom *LS-DYNA*).

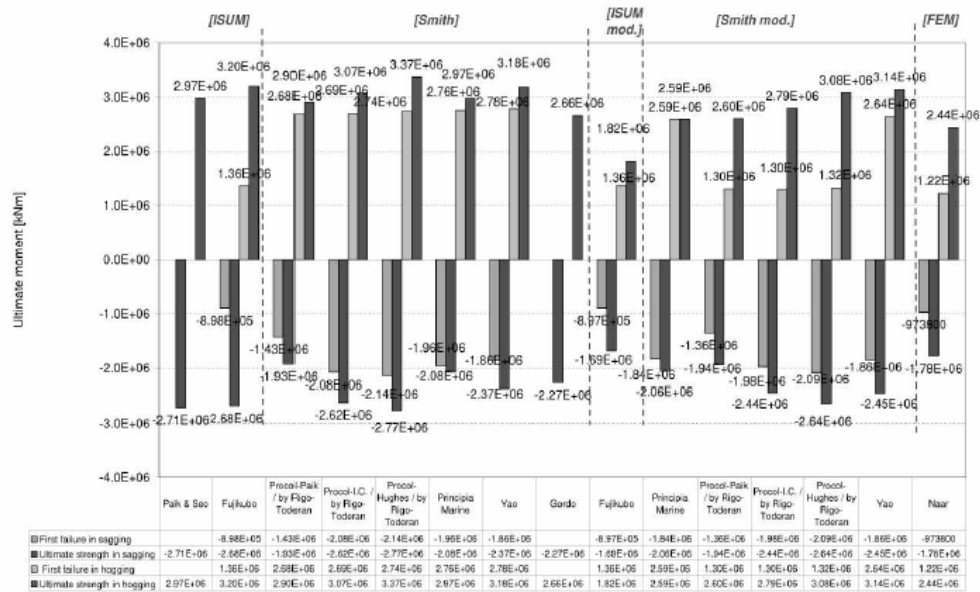
I. i II. faza provedena su za karakteristični presjek na sredini broda i nisu uzimali u obzir utjecaj smičnih naprezanja na moguću pojavu popuštanja i izvijanja strukture recesa. Nemogućnost simulacije smičnog izvijanja recesa za metode I. i II. faze utječe na scenarij kolapsa i na odstupanja rezultata od nelinearne MKE metode. Može se također primijetiti relativno veliko odstupanje i u rezultatima unutar samih metoda I. i II. faze. Dobiveni rezultati graničnog momenta savijanja variraju od 5 do 40% u usporedbi s nelinearnim MKE proračunom i prikazani su na slikama 5-4a,b i 5-5.



Slika 5-4a Dijagram moment–zakrivljenost za fazu I analize („+“*PREGIB*, „-“*PROGIB*) [105]

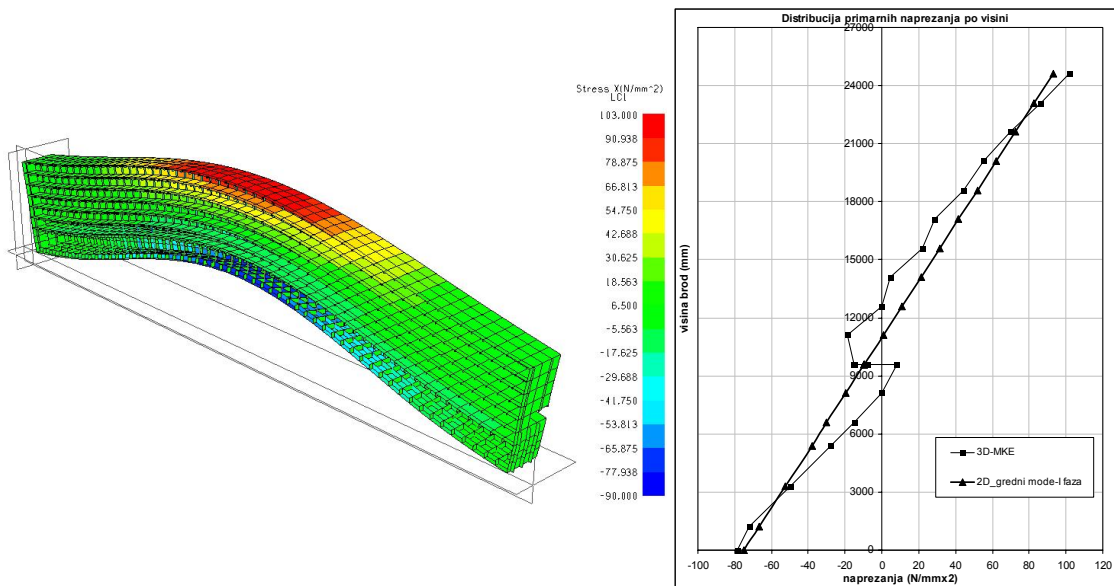


Slika 5-4b Dijagram moment–zakrivljenost za fazu II analize („+“*PREGIB*, „-“*PROGIB*) [105]



Slika 5-5 Usporedba vrijednosti graničnog momenta za sve metode i tri faze [105]

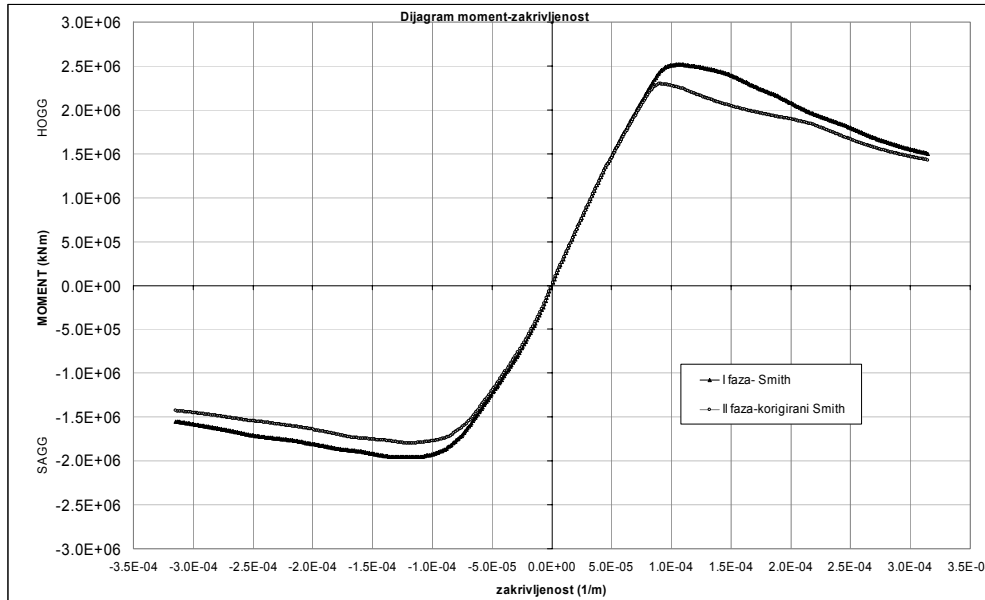
U okviru ovog rada provedeni su proračuni uzdužne granične čvrstoće na razini I i II faze korištenjem programskog sustava *OCTOPUS*. Linearni statički proračun MKE cijelog modela u cilju dobivanja koeficijenata efikasnosti potrebni za II. fazu analize, proveden je korištenjem programa *MAESTRO* na razini generičkog modela, slika 5-6, a razvijenog u skladu s preporukama iz poglavljem 4. Implementirani moment savijanja iznosio je $1.04 \cdot 10^6$ kNm.



Slika 5-6 3D MKE model i normalna σ_x naprezanja za linearni model (faza I)-PREGIB

Izračunati su koeficijenti efikasnosti na razini paluba na način opisan u 5.2 te su implementirani u model za II. fazu proračuna (*Smith* - korigirani).

Isti koeficijenti implementirani su za oba slučaja opterećenja (progib/pregib). Provedeno istraživanje pokazalo je neovisnost koeficijenata k_{ef} o predznaku momenta savijanja (pregib/progib) u linearnom području. Koeficijenti efikasnosti također su implementirani i na razini vertikalnih strukturnih elemenata (oplata boka, uzdužna pregrada u nadgrađu) tj. na sve elemente presjeka na istovjetan način. Dijagram moment-zakrivljenost dan je na slici 5-7.



Slika 5-7 Dijagram moment–zakrivljenost za I i II fazu analize („+“*PREGIB*, „-“*PROGIB*)

Usporedba rezultata postignutog graničnog momenta savijanja za I. i II. fazu u odnosu na nelinearni MKE dani su u Tablici 5-1.

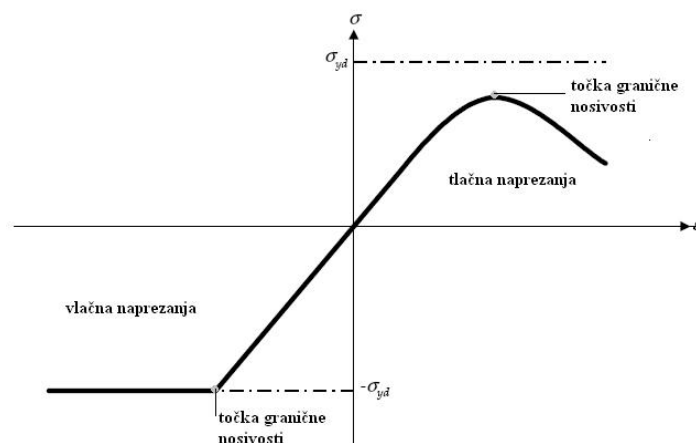
Granični moment (kNm)	METODE		
	I faza <i>SMITH (FSB)</i>	II faza korigirani <i>SMITH (FSB)</i>	III faza [105] Nelinearna MKE
<i>PREGIB</i>	2.52 E+06	2.30 E+06	2.44 E+06
<i>PROGIB</i>	-1.95 E+06	-1.80 E+06	-1.78 E+06

Tablica 5-1 Usporedba rezultata graničnog momenta savijanja I. i II. faze i nelinearne MKE

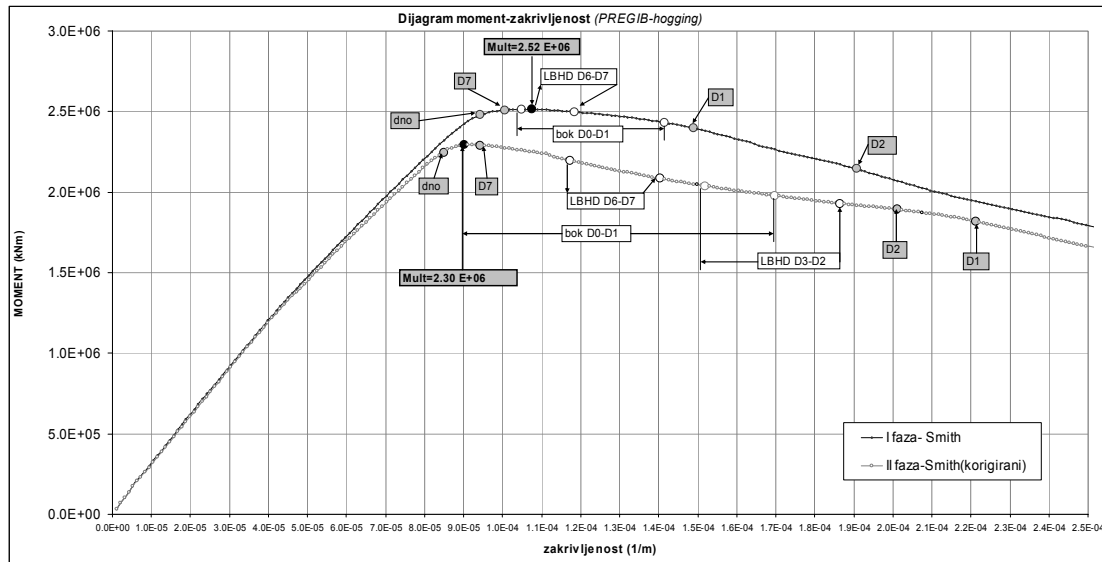
Iz dobivenih rezultata vidljivo je relativno dobro poklapanje vrijednosti graničnog momenta korištenjem I. i II. faze *Smitove* metode i nelinearnog MKE proračuna. Rezultati I. faze za oba slučaja opterećenja (progib/pregib) odstupaju unutar 9%, dok su rezultati II. faze unutar 6%. Postignute vrijednosti graničnog momenta u I. fazi nešto su veće od onih u II. fazi što je također u skladu s rezultatima drugih istraživača (slika 5-5). Proračuni provedeni kroz ovaj rad pokazuju najbolje poklapanje rezultata s nelinearnim MKE proračunom u usporedbi s metodama I. i II. faze drugih istraživača prema [105]. Ipak, s obzirom na veliko rasipanje rezultata metoda I. i II. faze (slika 5-5) potrebna su daljnja istraživanja mogućnosti korištenja korigirane Smithove

metode za razmatrani problem. Kao bitno ograničenje metoda za II. fazu potrebno je istaknuti je korištenje konstantnih faktora efikasnosti na osnovu linearnog MKE proračuna kroz cijelo elastično-plastično područje. Faktori efikasnosti mogu se bitno razlikovati u plastičnom području u odnosu na elastično područje. To posebno može doći do izražaja u slučaju kad distribucija primarnih napreznja po visini značajnije odstupa od linearne. Veća promjena pozicije neutralne linije utječu na pojavu obrnutog opterećenja (eng. *reverse loading*) koja uslijed implementiranih konstantnih faktora efikasnosti može izazvati određenu senzitivnost rješenja uslijed promjene predznaka elemenata oko neutralne linije.

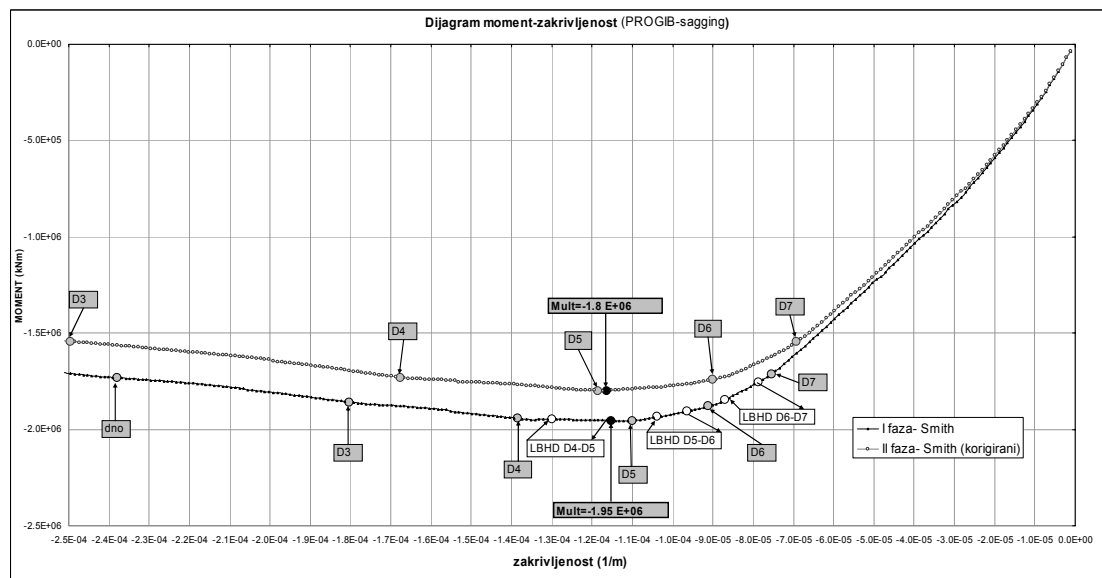
Također je razmatran scenarij kolapsa za obje provedene faze proračuna. Za promatrani test primjer u [105] nisu objavljeni detalji redosljeda kolapsa (s numeričkim vrijednostima), već samo činjenica da i u progibu i pregibu kolaps započinje smičnim izvijanjem recesa iza čega slijedi u progibu kolaps gornjih paluba, a u pregibu kolaps strukture dna. Kolapsni scenarij za metode I i II faze provedene kroz ovaj rad dane su dijagramima na slici 5-9a za pregib i slici 5-9b za progib. Pojednostavljenjem problema korištenjem istog faktora efikasnosti na razini svih elemenata pojedine palube $k_{ef,deck}$ elementi (istih karakteristika) koji su definirani kao kombinacija uzdužnjaka-oplate (eng. *plate-stiffener combination*) postižu granično stanje napreznja pri istoj zakrivljenosti. Kolaps, uslijed popuštanja tzv. tvrdih točaka (eng. *hard corners*), definiranih kao u [104], obično slijedi u narednim inkrementima, pri samo nešto malo većoj zakrivljenosti. Kolaps palube stoga je definiran kao takvo stanje napreznja i deformacije na razini elemenata palube koje korespondira s maksimalnim opterećenjem (silom) koje paluba može izdržati. Za elemente izložene tlačnim napreznjima to je točka u dijagramu $\sigma-\varepsilon$ granične krivulje elementa palube u kojem je nagib tangente na krivulju nula te svako daljnje povećanje momenta savijanja tj. zakrivljenosti dovodi do povećanja deformacije uz naglo smanjenje napreznja, slika 5-8. Za elemente koji su izloženi vlačnim napreznjima to je točka granice tečenja, slika 5-8.



Slika 5-8 Krivulja granične nosivosti na razini kombinacije uzdužnjaka-oplate



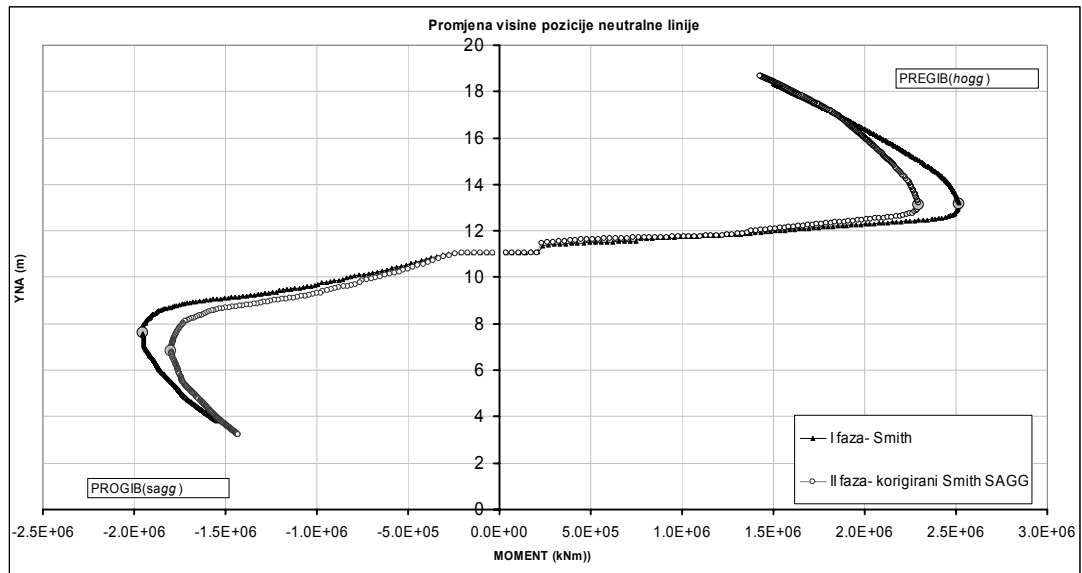
Slika 5-9a Dijagram moment–zakrivljenost za I. i II. fazu s redoslijedom kolapsa (PREGIB)



Slika 5-9b Dijagram moment–zakrivljenost za I. i II. fazu s redoslijedom kolapsa (PROGIB)

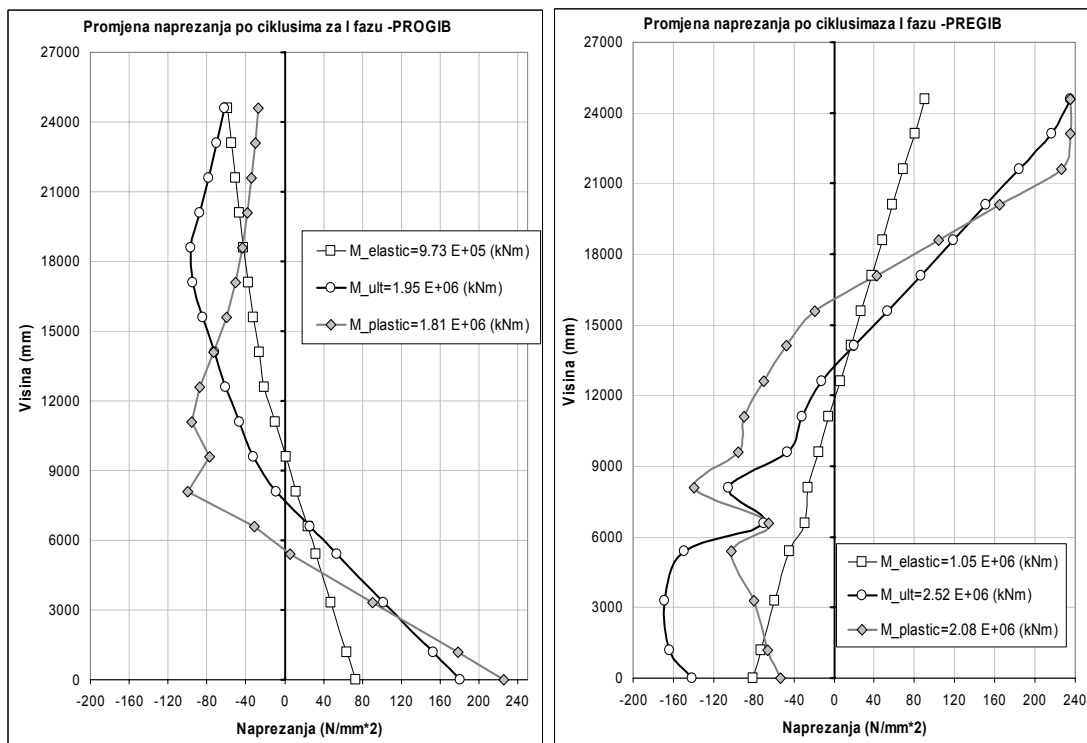
Rezultati redoslijeda kolapsa poklapaju se s objavljenim u [105] ako izuzmemo točku početka kolapsa prema nelinearnom MKE proračunu (smično izvijanje recesa na $\frac{1}{4} L$) što nije moguće obuhvatiti metodama I. i II. faze.

Brzina promjena pozicije neutralne linije (NL) može nam dati sliku brzine progressa kolapsa te je za obje faze dana na slici 5-10. Promjena pozicije neutralne linije u progibu je izraženija nego u pregibu. Promjenu pozicije NL od početne točke do točke graničnog momenta iznosi za progib oko 4 m, dok za pregib je 2 m. Nakon postizanja graničnog momenta primjećujemo naglu promjenu (pad/rast) pozicije neutralne linije.



Slika 5-10 Promjena visine neutralne linije za I. i II. fazu proračuna

Također je zanimljivo pratiti promjenu distribucije primarnih napreznja po visini kroz elastično-plastično područje. Distribucija za nekoliko točaka (elastično područje, granični moment i plastično područje) za I. fazu, za progib i pregib, dana je na slici 5-11.



Slika 5-11 Promjena napreznja po visini presjeka za nekoliko ciklusa za I. fazu

5.5. Redosljed kolapsa i utjecaj topologije na veličinu graničnog momenta savijanja

Poznavanjem sekvence kolapsa, projektant konstrukcije u slučaju niskog graničnog momenta savijanja može na racionalni način povećati nosivost konstrukcije reprojektirajući strukturne dimenzije onih mjesta koja prva kolabiraju ili pak mijenjajući koncept konstrukcije promjenom značajnih topoloških parametara (broja uzdužnih pregrada, paluba,...). To također otvara mogućnost razmatranja traženog/preferiranog kolapsnog scenarija tj. mogućnost variranja različitih strukturnih koncepata s kojima je takav scenarij ostvariv. Tako *Biot i dr.* u [112] pod pojmom optimirane strukture putničkog broda podrazumijevaju takvu strukturu u kojoj svi strukturni elementi (npr. sve palube) kolabiraju u trenutku kada trup dosegne vrijednosti graničnog momenta savijanja M_u .

Razmatrajući sekvencu kolapsa u progibu (slika 5-9b) za primijetiti je da palube D7, D6, D5 kolabiraju prije nego što cijeli presjek dosegne vrijednosti M_u . To je uobičajna pojava zbog utjecaja zahtjeva za stabilitet i smanjenje težine u gornjim palubama. Kao što je već spomenuto strukturne dimenzije paluba nadgrađa obično su determinirane projektnim tlakom, rasponom između okvira i minimumom zahtijevanim po Pravilima. Nije racionalno značajnije povećavati dimenzije tih paluba (a time i masu i težište cijelog broda) u cilju postizanja boljeg kolapsnog scenarija u slučaju kada je granični moment već dovoljno velik. Ipak, kao izazov nameće se definiranje takvog strukturnog koncepta koji uz istu težinu strukturnih elemenata ima veći granični moment savijanja M_u , a time i povećanu sigurnosti kao jedne od razmatranih kvaliteta projekta. Na sam problem može se utjecati na dva načina:

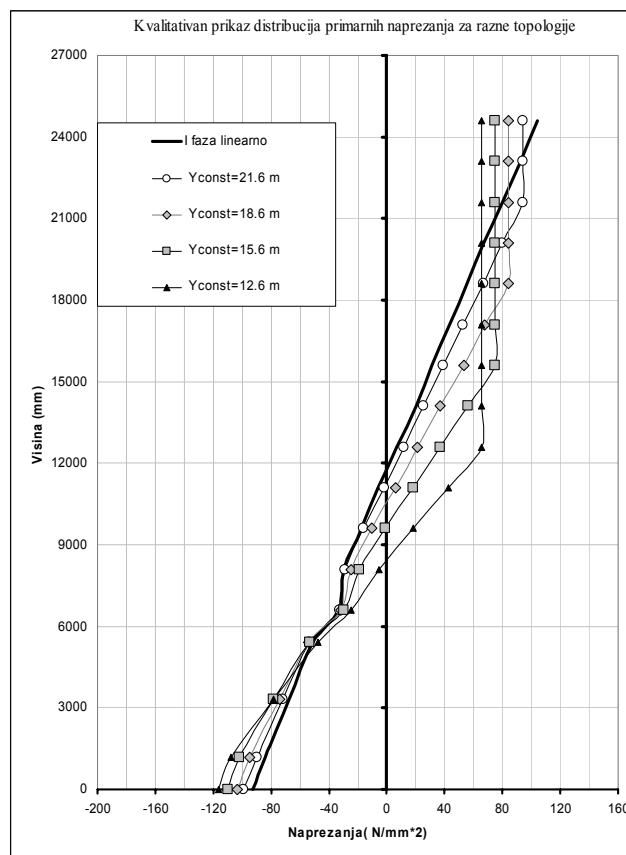
- (a) Povećavanjem izdržljivosti (*Capability*) orebrenog panela: lokalna optimizacija strukturnih dimenzija u smislu pronalaženja optimalnog odnosa debljine lima oplata i dimenzija uzdužnjaka (vidi 6. poglavlje),
- (b) Promjenom distribucije primarnih naprezanja po visini presjeka (*Demand*): promjenom topoloških karakteristika utjecati na redistribuciju naprezanja na način da se naprezanja u jako opterećenim mjestima smanje, a u neopterećenim povećaju (vidi 6. i 7. poglavlje)

Kroz ovo poglavlje dane su neke naznake u odnosu na promjenu topologije (b). Ako pretpostavimo da su različite topološke karakteristike uzrok različitim distribucijama primarnih naprezanja za I. i II. faze, za iste strukturne dimenzije, možemo promotriti njihov utjecaj na veličinu graničnog momenta. Faza I (linearna distribucija) daje veći granični moment savijanja u odnosu na II. fazu i u pregibu i progibu, slika 5-9a,b. Iz toga se da zaključiti da topološke karakteristike konstrukcije putničkog broda u razmatranom primjeru smanjuju veličinu graničnog momenta. Reducirano sudjelovanje područja oko recesa između palube 2 i 3 u preuzimanju primarnih naprezanja uzrokuje nešto manju nosivost presjeka kao cjeline (smanjena je savojna krutost- EI) i nižu vrijednost postignutog M_u . Ako promotrimo dijagrame moment-

zakrivljenost na slikama 5-9a,b primjećujemo da je nagib krivulje za II. fazu nešto manji od onog za I. fazu. Efekt je više izražen u progibu gdje je distribucija naprezanja takva da je reces i dio palube D2 u tlačno napregnut što dodatno smanjuje otpornost presjeka, dijagram na slici 5-6. Uzrok tome je efekt djelomično odvojenoga savijanja strukture nadgrađa kao jedne globalne grede čija je baza preko strukture recesa oslonjena na gornju palubu trupa D2.

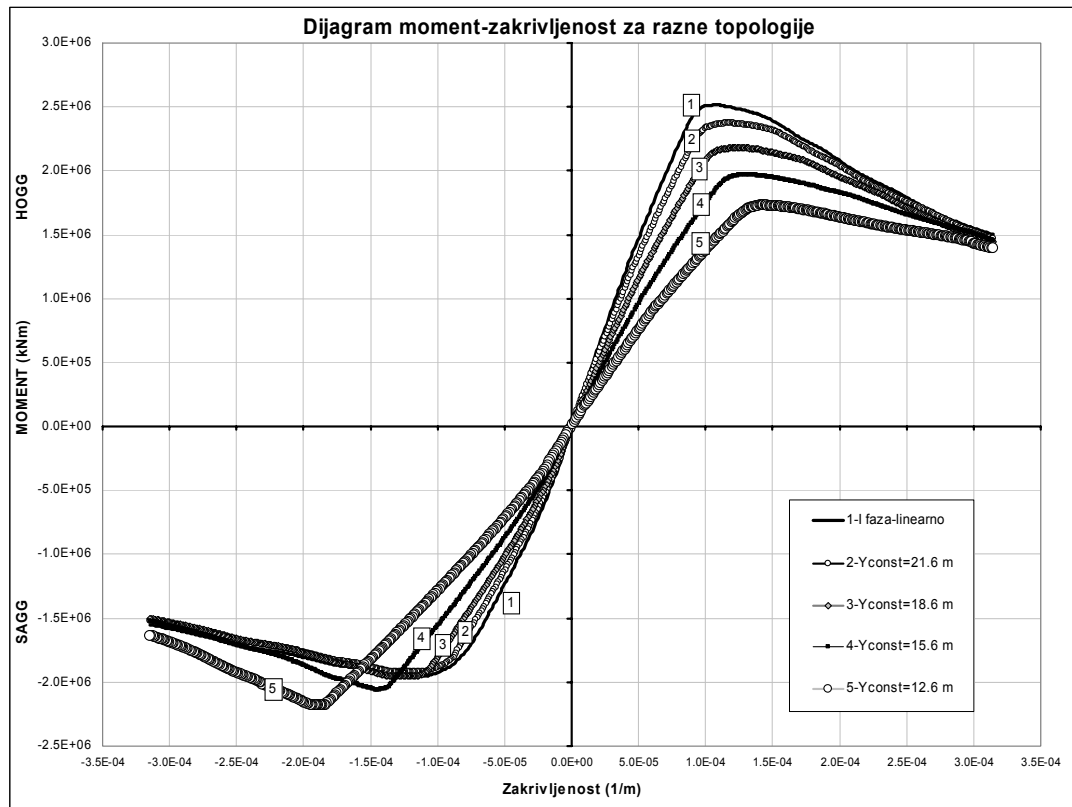
U nastavku je analiziran utjecaj pet različitih fiktivnih topologija na veličinu graničnog momenta savijanja. Za promatrane varijante distribucija primarnih naprezanja značajnije odstupa od linearne (gornje palube ograničeno sudjeluju u uzdužnoj čvrstoći, slika 5-12):

1. *I. faza linearno*- referentni model kojeg karakterizira linearna distribucija naprezanja
2. $Y_{const}=21.6\text{ m}$ –konstantnost deformacije iznad palube 6 ($y=21.6\text{ m}$) do vrha modela
3. $Y_{const}=18.6\text{ m}$ –konstantnost deformacije iznad palube 5 ($y=18.6\text{ m}$) do vrha modela
4. $Y_{const}=15.6\text{ m}$ –konstantnost deformacije iznad palube 4 ($y=15.6\text{ m}$) do vrha modela
5. $Y_{const}=12.6\text{ m}$ –konstantnost deformacije iznad palube 3 ($y=12.6\text{ m}$) do vrha modela



Slika 5-12 Promjena naprezanja po visini presjeka za razne topološke varijante

Rezultati su predočeni na slici 5-13 i u pripadajućoj tablici. Bitno je naglasiti da strukturne dimenzije u svim varijantama nisu mijenjane, već su ostale kao u primjeru obrađenom u poglavlju 5-4. To rezultira time da sve palube jednako opterećene kolabiraju u istom trenutku.



MODEL	M_u -PROGIB - [kNm]	M_u -PREGIB - [kNm]
1. I faza linearno	-1.95 E+06	2.52 E+06
2. Yconst=21.6 m	-1.91 E+06	2.37 E+06
3. Yconst=18.6 m	-1.95 E+06	2.18 E+06
4. Yconst=15.6 m	-2.06 E+06	1.97 E+06
5. Yconst=12.6 m	-2.18 E+06	1.73 E+06

Slika 5-13 Dijagram moment–zakrivljenost za razne topologije

Iz predočenih rezultata moguće je izvesti sljedeće zaključke:

- Djelomično sudjelovanje gornjih paluba nadgrađa smanjuje ukupnu krutost poprečnog presjeka, što je i vidljivo iz promjene u nagibu krivulje u dijagramu M - κ na slici 5-13.
- U pregibu uočljiv je značajniji pad graničnog momenta. Razlog je u ograničenom rastezanju vlačno opterećenih gornjih paluba te se ne može u potpunosti iskoristiti izdržljivost strukture gornjih paluba da induciraju i veća naprezanja. $M_{u,hogg}$ postignut je uslijed toga, prije kolapsa gornjih paluba (D3-D7) za sve varijante osim za (I. faza linearno).
- U progibu je porast graničnog momenta prisutan u manjem iznosu. Tu se efekt prikladnije distribucije primarnih naprezanja uslijed manjih tlačnih naprezanja najgornjih paluba koje inače prve kolabiraju (slika 5-12) djelomično poništava uslijed smanjene cjelokupne krutosti samog presjeka.

5.6. Zaključak

Načelno za većinu razmatranih višepalubnih tipova brodova možemo ustvrditi sljedeće:

- Projektni moment u pregibu (*hogging*) veći je nego u progibu (*sagging*),
- Granični moment savijanja u pregibu $M_{u,hogg}$ također je veći je nego u progibu $M_{u,sagg}$

Narr je u svom istraživanju na primjeru velikog putničkog broda [20] ustvrdio sljedeće odnose između projektnog i graničnog momenta kroz globalni faktor sigurnosti η (ne uzimajući u obzir nesigurnost modeliranja pojedinih komponenti):

$$\text{Progib: } \eta_{sagg} = \frac{M_{u,sagg}}{M_{w,sagg}} = 1.75 - \text{statički moment savijanja na mirnoj vodi uzet je nula.}$$

$$\text{Pregib: } \eta_{hogg} = \frac{M_{u,hogg}}{M_{s,hogg_max} + M_{w,hogg}} = 1.2$$

Valni momenti savijanja ($M_{w,hogg}$ i $M_{w,sagg}$) uzeti su na osnovi IACS zahtjeva S11 [95].

Za brodove s blok koeficijentom oko $C_B \approx 0.65$ za očekivati je primjenom direktnog proračuna valnog momenta porast za slučaj progiba (od 1.2 do $1.5 \cdot M_{w,sagg}$), a smanjenje valnog momenta u pregibu (od 0.75 do $0.9 \cdot M_{w,hogg}$). Stoga je realno očekivati, primjenom detaljnijih proračuna valnih opterećenja i korištenjem parcijalnih faktora sigurnosti prema jednadžbi (5-3) ili direktnog proračuna pouzdanosti, značajnije smanjenje η_{sagg} za slučaj progiba. Treba imati u vidu i to da trenutna projektna praksa neuzimanja minimalnog statičkog momenta $M_{s,hogg_min}$ za slučaj progiba (koji smanjuje ukupni projektni moment) donekle smanjuje η_{hogg} . Za slučaj progiba nije realno za očekivati da se η_{hogg} promijeni značajnije. Naravno za pouzdanije određivanje realne margine sigurnosti potrebno je još mnogo istraživanja na sličnim tipovima konstrukcija korištenjem naprednih metoda pouzdanosti.

Određivanje prikladnih parcijalnih faktora sigurnosti koji bi obuhvatili spomenute nesigurnosti modeliranja bili bi poželjni podaci za realniju procjenu sigurnosti konstrukcije s obzirom na uzdužnu graničnu čvrstoću u konceptualnoj fazi.

Dodatan napor potrebno je učiniti i na verifikaciji i validaciji pojednostavljenih metoda za proračun granične čvrstoće (proširena *Smithova* i *CB* metoda) kao i na ocjeni nesigurnosti takvih modela. Također je bitno odrediti područje valjanosti uporabe modificirane *Smithove* metode za projektne svrhe s obzirom da je za očekivati da za primarni odziv koji jako odstupa od linearne distribucije po visini nesigurnost metode može biti jače izražena.

Objektivna verifikacija kvalitete pojedinih koncepata različitih topologija naspram projektnih atributa (težina, cijena, granični moment) moguća je jedino uključivanjem u projektni proces i strukturne optimizacije kada razmatramo samo varijante s optimiranim dimenzijama za dana projektna opterećenja (vidi 7. poglavlje).

6. METODOLOGIJA ISTRAŽIVANJE UTJECAJA TOPOLOŠKIH PARAMETARA NA INTERAKCIJU TRUP-NADGRAĐE

Metodologija za istraživanje utjecaja topoloških parametara na interakciju trup-nadgrađe razrađena je kroz ovo poglavlje. Njenom primjenom moguće je istražiti kako različiti topološki parametri ili različite značajke istog parametra utječu na strukturni odziv konstrukcije. Općenito se u praksi projektiranja brodskih konstrukcija relativno malo pažnje posvećuje racionalnom definiranju topoloških parametara, iako oni mogu imati značajan utjecaj na definiranje strukturnih dimenzija, posebno kod tipova brodova razmatranih u ovom radu. Kratki pregled koraka i značajki topološkog istraživanja dan je u 3. poglavlju.

Jedan od rijetkih objavljenih primjera istraživanja topoloških karakteristika u konceptualnoj fazi na primjeru projektiranja konstrukcije pentamaranskog broda prikazan je u [62]. U ovom radu je korišten relativno jednostavan pristup istraživanju jer su varirana samo dva topološka parametra (dužina uzdužne pregrade i sustav upora). Za pentamaransku konstrukciju vrlo je bitno omogućiti transfer primarnih naprezanja u gornje relativno široke palube nadgrađa kako bi se smanjila naprezanja u relativno uskom dvodnu. Istraživana je efikasnost paluba nadgrađa u ovisnosti o navedenim parametrima te je *metodom pokušaja* dobivena *optimalna* duljina rasprostiranja uzdužne pregrade koja povezuje strukturu trupa i nadgrađa. Spomenuti rad značajan je, jer identificira važnost utjecaja topologije te potrebu definiranja prikladne metodologije za sustavni pristup rješavanju takvih problema kada imamo više različitih topoloških parametara na nekoliko različitih nivoa.

Projektant konstrukcije ima ograničeni utjecaj na topološke parametre te je potreban bliski zajednički rad s glavnim projektantom broda na pronalaženju optimalnog kompromisnog rješenja. Zadatak projektanta broda je, između ostalih, i u definiciji ograničenja određenih topoloških parametara. Kod brodove za kružna putovanja arhitekti/dizajneri interijera imaju tu dominantan utjecaj. Ograničenja i fiksnost topoloških parametara uglavnom proizlaze iz namjene samog plovila i možemo ih podijeliti u nekoliko kategorija:

a) ograničenja pod utjecajem Pravila:

- zahtjevi IMO na stabilitet broda u oštećenom i neoštećenom stanju,
- minimalni broj poprečnih pregrada sa stanovišta nepotopivosti i protupožarnih zahtjeva (posebno kod putničkih brodova),
- maksimalna udaljenost brodica za spašavanje od razine mora (definira poziciju recesa po visini), itd.

b) ograničenja koja proizlaze iz namjene samog broda i u velikoj mjeri su definirani projektnim zahtjevom, klasom broda (teretni ili putnički). Kod putničkih brodova klasa

komfora definirana je npr. brojem kabina s balkonom i pogledom na more što utječe na veličinu otvora u boku. Projekt rasporeda unutrašnjih prostora brodova za kružna putovanja ima presudan utjecaj na poziciju pregrada, velikih otvora, upora itd. Klasa komfora može definirati veličinu kabinskih modula koji utječu na razmak rebara, itd.;

c) ograničenja uslijed zahtjeva vlasnika ili tehnološke ograničenosti proizvodnje, itd.

Poseban utjecaj na primjerice brodove za kružna putovanja ima IMO zahtjev za minimalni stabilitet koji bitno utječe na odnos širine broda i težine nadgrađa (broja paluba), što može dovesti do specifičnih projektnih rješenja. Dobar primjer dao je *Levander* u [15] na primjeru projekta gdje je smanjena širina nadgrađa, uz povećanje broja paluba nadgrađa, a što je omogućilo povećanje broja kabinskih modula s balkonom, uz ispunjavanje zahtjeva IMO za stabilitetom. Nabrojana ograničenja bitno reduciraju projektni prostor u izboru optimalne topologije sa stanovišta brodske konstrukcije. Uobičajena je praksa da se strukturna optimizacija na razini glavnog rebra uglavnom provodi na već definiranoj topologiji uz izuzetke variranja razmaka rebara i/ili uzdužnjaka.

Primjena predložene metodologije u konceptualnom projektiranju trebala bi omogućiti efikasno istraživanje strukturnih varijanti različitih topoloških rješenja te odabir nekoliko potencijalno zanimljivih. Provođenje strukturne optimizacije na prethodno odabranim konceptima (različitih topologija), omogućilo bi se bolji uvid u projektni prostor i iznalaženje kvalitetnijeg projektnog rješenja.

Bitno je naglasiti da loše odabrani topološki parametri mogu bitno smanjiti potencijalnu mogućnost uštede koja bi daljnjom optimizacijom strukturnih dimenzija bila moguća. Prilikom provođenja same metodologije kroz sistematsko variranje parametara stječu se nove spoznaje o važnosti pojedinog parametra i njegovom utjecaju na strukturni odziv kao i o interakcijama među samim parametrima. Kroz poglavlje 6.1 i 6.2 predložene su metode i formulirana metodologija za istraživanje, dok je primjer primjena predložene metodologije dan u poglavlju 8.2.

6.1. Pristup u istraživanju topoloških parametara

Kvalitativno razmatranje većine parametara, čiji utjecaj ćemo istražiti, dano je u 2. poglavlju. Iako su parametri identificirani od strane brojnih autora [22, 23, 54], ono što u tim radovima nije objavljeno jest sistematsko istraživanje utjecaja odabranih parametara na strukturni odziv te metodologija za provođenje takvog postupka u konceptualnoj fazi. Zanimljivo je istražiti i moguće interakcije između samih parametara te identificirati moguću (ne)senzitivnost određenih parametara na odziv konstrukcije. Možemo identificirati sljedeće topološke parametre koji bitno definiraju strukturnu interakciju trupa i nadgrađa brodske konstrukcije tj. utječu na oblik distribucije primarnih naprezanja po visini broda:

1. Krutost boka nadgrađa (veličina otvora prozora i balkonskih vrata).
2. Broj i pozicija uzdužnih pregrada.
3. Topologija recesa (pozicija i geometrija).
4. Broj i pozicija poprečnih pregrada.
5. Geometrija nadgrađa (duljina, širina, visina nadgrađa).
6. Pozicija nadgrađa/palubne kućice po duljini broda.
7. Krutost gornje palube trupa, itd.

Prilikom sustavnog istraživanja prethodno identificiranih topoloških parametara konstrukcije projektant ima jasan cilj: odabrati takvu kombinaciju parametara, unutar dozvoljenog skupa parametara koji definiraju projektni prostor, koji će u konačnici rezultirati što boljim projektom sa stanovišta razmatrane kvalitete. Efekt svakog pojedinačnog parametra iako načelno prepoznat, vrlo je teško kvantitativno ocijeniti za konkretni problem kada imamo nekoliko različitih parametara na više nivoa. To predstavlja poteškoću u razvoju općih projektnih dijagrama koji bi pokrivali široki projektni prostor za razne kvalitete projekta ovisno o topološkim parametrima. *Caldwell* [26] je dao nekoliko vrsta takvih dijagrama koji su za razne karakteristike geometrije palubne kućice i trupa davali procjenu njene efikasnosti u uzdužnoj čvrstoći, a slično je učinio i *Mackney* [58, 59].

Kroz ovaj rad težište je stavljeno na razvoju metodologije za topološko istraživanje projektnog prostora i pripadnih projektnih modula. Na taj način svaki specifični problem moguće je definirati na željeni način (uključiti sve parametre i cilj koji želimo istražiti) i za tako postavljen problem primjenom razvijene metodologije dobiti konkretno rješenje. U odnosu na pristup korištenjem generalnih projektnih dijagrama (npr. [26] i [58, 59]) prednosti ovog pristupa su bolja definicija i točnije rješenje specifičnog problema. Provođenje nešto dužeg postupka opravdano je s obzirom na odnos cijene promatranih konstrukcija i mogućnosti uštede.

Generalno postoje dva osnovna tipa formalne topološke optimizacije, ovisno o tipu konstrukcije čija se topologija optimizira [113]. Za one konstrukcije koje su po prirodi diskretne, problem optimalne topologije sastoji se u određivanju optimalnog broja, pozicije i međusobne povezanosti strukturnih elemenata. Ovdje spadaju rešetkaste konstrukcije. Drugi tip topološke optimizacije namijenjen je optimiranju kontinuiranih struktura. Ovdje se oblik vanjskih i unutrašnjih rubova (kontura) optimizira istodobno s brojem unutrašnjih otvora s ciljem optimalnog zadovoljenja projektnih kriterija. Za probleme razmatranih brodskih konstrukcija primjena metoda formalne topološke optimizacije zbog složenosti problema (3D model) vrlo je teško izvediva čak i u okviru relativno jednostavnih generičkih modela, predloženih u 4. poglavlju.

6.1.1. Teorija eksperimenata [114], [115]

Metode teorije eksperimenata koriste se gotovo u svim područjima ljudske djelatnosti u razvoju proizvoda, procesa ili pak u istraživanju određenih pojava, zakonitosti. Projektiranje putem eksperimenata zapravo znači organizirano provođenje određenog broja testova (i/ili serije testova) mijenjanjem ulaznih parametara sa svrhom identifikacije njihova utjecaja na odziv sustava/procesa. Cilj eksperimenta u načelu bi trebao obuhvatiti sljedeće korake:

1. Određivanje koji parametri (x) su najutjecajnije na promatranu mjeru odziva (y).
2. Određivanje vrijednosti skupa parametara (x) takvog da je vrijednost odziva (y) gotovo uvijek blizu željene ili pak najbolje moguće (min/max).
3. Određivanje vrijednosti skupa parametara (x) takvog da je varijabilnost vrijednost odziva (y) što manja.
4. Određivanje vrijednosti skupa parametara (x) takvog da je utjecaj parametara koji se ne mogu kontrolirati (z) na vrijednost odziva (y) minimalna.

Točke 3 i 4 dovodi nas do pojma *robustnog projekta* → projekta koji je minimalno senzitiv na nekontrolirane parametre što je česti cilj u razvoju proizvoda tehnikama projektiranja pomoću eksperimenata. Eksperimenti se u razvoju projekta najčešće koriste za evaluaciju i usporedbu različitih projektnih varijanti te identifikaciju utjecajnih projektnih parametara.

Dva su aspekta bitna u provođenju samog eksperimenta: projektiranje eksperimenta i statistička obrada dobivenih rezultata. Procedura za provođenje eksperimenta u načelu se svodi na sljedeće korake:

1. Prepoznavanje i identifikacija problema
2. Identifikacija i odabir utjecajnih parametara i pridruživanje vrijednosti na određenom nivou
3. Odabir odzivnih varijabli (projektnih atributa)
4. Metoda provođenja eksperimenta
5. Analiza podataka
6. Postupak potvrđivanja- provođenje eksperimenta za odabranu kombinaciju parametara
7. Zaključci

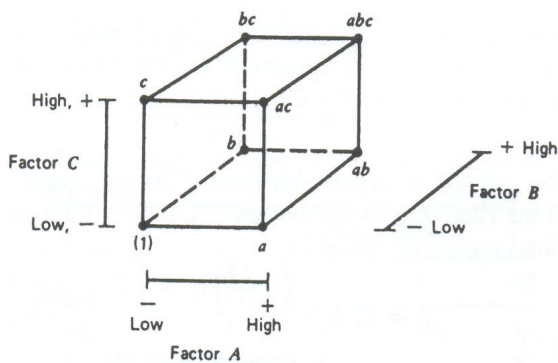
Metode (pristup) provođenja pokusa ovise o samom karakteru eksperimenta, broju faktora i nivoa. Opširan i detaljan pregled raznih tehnika u teoriji eksperimenata dao je *Montgomery* u [114]. Načelno, imamo dva granična slučaja istraživanja:

Eksperiment s jednim faktorom (eng. *single-factor*) → istražuju se karakteristike jednog parametra, dok su svi ostali fiksirani. Interakciju parametara koji se razmatra s drugim parametrima nije moguće istražiti na ovakav način. Za inženjerske probleme obično imamo nekoliko parametara na više nivoa koje je potrebno istražiti, ipak ovakav pristup još uvijek je jako prisutan u inženjerskoj praksi.

Eksperiment sa svim faktorima na svim nivoima (eng. *full factorial experiment*) → istražuju se sve kombinacije svih faktora na svim nivoima, što rezultira veoma velikim brojem pokusa. Taj način istraživanja prihvatljiv je samo onda kad imamo veoma mali broj parametara, što je za realne inženjerske probleme vrlo rijetko.

Radi ilustracije problema prikazan je 2^3 projekt. Takva vrsta projekta kombinira 3 faktora (A, B, C) na 2 nivoa te je vrlo jednostavna za vizualno predstavljanje u obliku kocke i za razumijevanje samih pojmova, slika 6-1. Kroz Tablicu 6-1 ilustriran je broj kombinacija s raznim nivoima gdje (-) predstavlja prvi nivo, a (+) drugi nivo pojedinog parametra. Za označavanje kombinacije nivoa prema tablici 6-1, vrijedi sljedeća konvenciju:

(1) predstavlja sve faktore na prvom nivou, *a* predstavlja faktor A na drugom nivou i sve ostale faktore na prvom nivou, i tako redom kako je definirano u tablici.

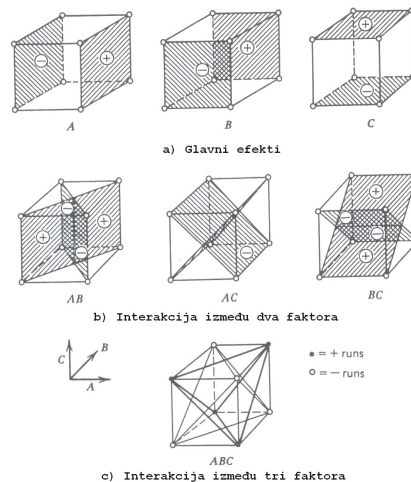


Broj pokusa	A	B	C	Kombinacije nivoa
1	-	-	-	(1)
2	+	-	-	<i>a</i>
3	-	+	-	<i>b</i>
4	+	+	-	<i>ab</i>
5	-	-	+	<i>c</i>
6	+	-	+	<i>ac</i>
7	-	+	+	<i>bc</i>
8	+	+	+	<i>abc</i>

Slika 6-1 Geometrijski prikaz 2^3 projekta [114]

Tablica 6-1 Tablični prikaz 2^3 projekta

Postoji 7 stupnjeva slobode između 8 mogućih kombinacija. Tri stupnja slobode u svezi glavnih efekata A, B i C te 4 stupnja slobode vezanih za interakciju AB, AC, BC, ABC, slika 6-2.



Slika 6-2 Geometrijski prikaz interakcija 2^3 projekta [114]

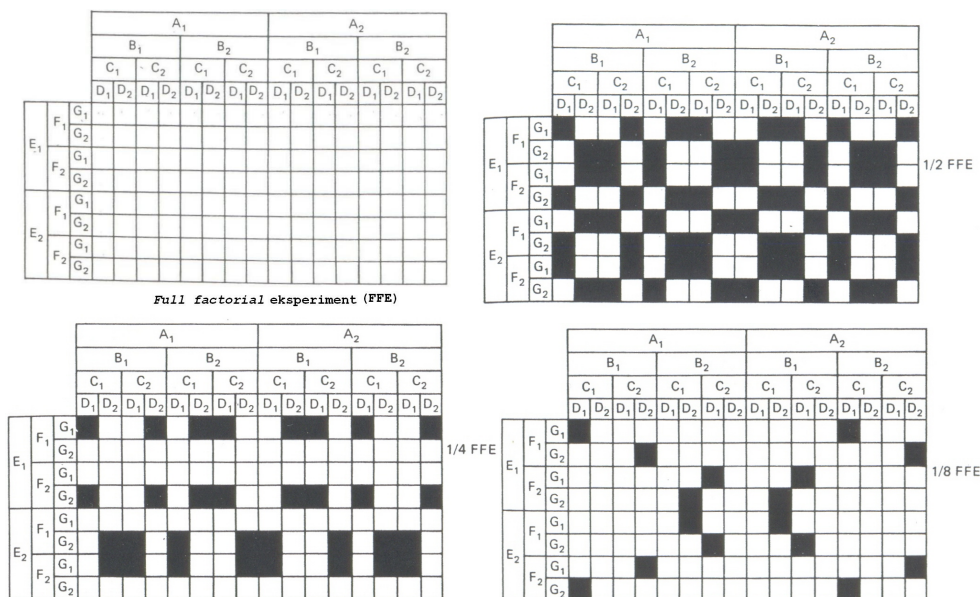
Kada broj parametara raste broj mogućih eksperimenata vrlo brzo postaje jako velik. Tako npr. ako imamo 6 parametara na 2 nivoa tada je mogući broj pokusa $n = 2^6 = 64$. U takvom projektu

samo 6 od 63 stupnja slobode predstavljaju *glavni efekt* pojedinog parametra, 15 stupnjeva slobode predstavljaju interakciju između 2 parametra, dok preostalih 43 stupnja slobode predstavljaju interakciju između više parametara. *Glavni efekt* određenog faktora (parametra) je srednja vrijednost efekta tog faktora na promatranom nivou uzeta u kombinaciji s drugim faktorima na različitim nivoima. U slučaju da interakciju višeg reda (između više faktora) možemo zanemariti, što je najčešći slučaj, tada je efikasnije projektirati eksperiment tako da sadrži samo dio od ukupnog broja pokusa. Za problem s npr. 5 parametara na 3 nivo problem prevelikog broja pokusa postaje još očitiji (ukupan broj pokusa bio bi, $n = 3^5 = 243$).

Postavlja se pitanje: *na koji se način efikasno može istražiti utjecaj određenih projektnih parametara na kvalitetu projekta redukcijom broja svih mogućih pokusa?*

Statističari su razvili u okviru teorije eksperimenata efikasnu proceduru provođenja pokusa poznatu pod nazivom frakcionirani eksperimenti → (eng. *fractional factorial experiments*).

Postoje razni tipovi frakcioniranih pokusa ovisno o broju nivo faktora npr: 2^k projekt (k faktora na dva nivo); 3^k projekt (k faktora na tri nivoa) ili pak eksperimenti koji kombiniraju razne faktore na raznim nivoima [114]. Takvi pokusi koriste samo dio mogućih kombinacija za predviđanje utjecaja pojedinih parametara te određenih interakcija između njih. Jednostavan primjer redukcije broja pokusa za problem sa 7 parametara na 2 nivoa prikazan je na slici 6-3.



Slika 6-3 Redukcija broja pokusa za problem s 7 parametara na 2 nivoa [115]

Kombinacije parametara moguće je tako definirati da se omogući ortogonalnost pokusa. Ortogonalnost se očituje u činjenici da se efekt pojedinog parametra može promatrati neovisno tj. efekt jednog parametra ne utječe na procjenu efekta drugih parametara. Jedna od karakteristika ortogonalnosti je balansiranost pokusa, svi parametri su stavljani u jednaku

poziciju tako da nema favoriziranja pojedinog od njih. Ako je eksperiment postavljen u matričnoj formi tada se polja kojima je definiran pokus nazivaju *ortogonalna polja* (OA).

6.1.2. Ortogonalna polja

Osnovna ideja korištenja ortogonalnih polja u teoriji eksperimenata je dramatično smanjenje broja potrebnih pokusa, tj. istodobna evaluacija efekata više faktora s minimalnim brojem pokusa, tablica 6-2. Primjeri raznih vrsta ortogonalnih polja: $L_8(2^7)$, $L_{12}(2^{11})$, $L_{16}(2^{15})$, $L_{32}(2^{31})$, $L_9(3^4)$, $L_{18}(2^1 \times 3^7)$, $L_{27}(3^{13})$, dani su u Prilogu B1.

Ortogonalno polje	Broj mogućih faktora	Broj nivo po faktoru	Broj potrebnih pokusa primjenom ortogonalnih polja	Broj mogućih pokusa (<i>full factorial design</i>)
$L_4(2^3)$	3	2	4	8
$L_8(2^7)$	7	2	8	128
$L_9(3^4)$	4	3	9	81
$L_{12}(2^{11})$	11	2	12	2 048
$L_{16}(2^{15})$	15	2	16	32 768
$L_{18}(2^1) \times (3^8)$	1	2	18	13 122
	8	3		
$L_{27}(3^{13})$	13	3	27	1 594 323
$L_{36}(2^{11}) \times (3^{12})$	11	2	36	1 088 391 168
	12	3		

Tablica 6-2 Prikaz raznih tipova ortogonalnih polja

Tipično ortogonalno polje L_9 prikazano je u tablici 6-3.

PROJEKT (broj pokusa)	PARAMETAR			
	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>
1	1	1	1	1
2	1	2	2	2
3	1	3	3	3
4	2	1	2	3
5	2	2	3	1
6	2	3	1	2
7	3	1	3	2
8	3	2	1	3
9	3	3	2	1

Tablica 6-3 Tipično ortogonalno polje L_9 s 4 kontrolna parametra na 3 nivoa

Karakteristika ortogonalnih polja je da se svaki nivo svakog parametra pojavljuje jednak broj puta i po redcima i po stupcima, tako da se jednaka važnost daje svim parametrima. Ranija istraživanja utjecaja parametara na kvalitetu projekta često su se svodila na variranje različitih vrijednosti parametra koji ispituje, dok su se ostali parametri držali fiksni. Takva metoda se naziva i kombinacijska tehnika (eng. *combination design*) [115]. Nedostatak takve metode leži u tome da ne postoji garancija da će se efekt nekog faktora biti isti ako promijenimo nivo drugih faktora koji su do tada bili fiksni. Kvaliteta ortogonalnih polja je u tome da se efekt određenog parametra npr. *A* ispituje za razne nivoe drugih parametra *B*, *C*, *D*. Ako je efekt faktora *A* jako izražen i za različite nivoe drugih faktora možemo biti sigurni da je taj efekt prilično pouzdan.

Tehnike analize varijance (ANOVA) omogućuju nam istraživanja temeljena na statističkim osnovama. Bitno je istaknuti da je u sami proces istraživanja potrebno uključiti, pogotovo u početku, sve one parametre koje identificiramo kao potencijalno zanimljive, utjecajne na razmatrani problem. To traži dobro fizikalno poznavanje samog problema. Ipak, budući da je veličina broja pokusa relativno nesenzitivna na broj parametara ortogonalnog polja bolje je uključiti u proces istraživanja i one parametre koji se poslije pokažu nebitni nego izostaviti neke koji mogu ispasti jako značajni. Iz prikaza ortogonalnih polja vidimo da je npr. broj pokusa 15 parametara na 2 nivo jednak $16 \rightarrow L_{16}(2^{15})$, dok je broj pokusa 11 parametara na 2 nivo jednak $12 \rightarrow L_{12}(2^{11})$, što je vrlo malo razlika u broju pokusa u odnosu na mogući broj kombinacija $2^{15} = 32768$, $2^{11} = 2048$. Broj parametara koji koristimo ovisi i o rezoluciji eksperimenta. Za fiksno definiran broj pokusa u nekom ortogonalnom polju, broj parametara i veličina rezolucije obrnuto su proporcionalni, tj. za nisku rezoluciju imamo više parametara, dok za visoku rezoluciju imamo manji broj parametara. U početnoj fazi istraživanja, kada još ne znamo i tek identificiramo veličinu utjecaja većeg broja faktora, najčešće rezoluciju eksperimenta držimo vrlo nisko (nivo I ili II), tako da u tom slučaju razmatramo samo glavne efekte i eventualno ciljano odabrane interakcije između dva faktora, dok većinu interakcija višeg reda zanemarujemo. U sljedećoj fazi istraživanja kada identificiramo značajne faktore poželjno je povećati rezoluciju (nivo 3 ili 4), a isključiti one faktore koji nisu značajni. Kroz tablicu 6-4 za razne oblike ortogonalnih polja, dan je primjer veze između broja nivoa, faktora i rezolucije.

Broj pokusa	Broj nivoa faktora	Broj faktora	Nivo rezolucije
4	2	2	4
4	2	3	1
8	2	1-3	4
8	2	4	2
8	2	5-7	1
9	3	2	4
9	3	3	1
9	3	4	1
16	2	2-4	4
16	2	5	3
16	2	6-8	2
16	2	9-15	1
18	3	1-8	1
27	3	1-3	4
27	3	4-13	1
32	2	2-5	4
32	2	6	3
32	2	7-16	2
32	2	17-31	1

Nivo rezolucije:

- 1 = procjena utjecaja samo glavnih faktora (glavni faktori su izmiješani s interakcijama)_ NISKA REZOLUCIJA;
- 2 = procjena utjecaja glavnih faktora i pojedinih interakcije između dva faktora;
- 3 = procjena utjecaja glavnih faktora i svih interakcije između dva faktora;
- 4 = procjena utjecaja glavnih faktora i svih interakcije (između dva faktora + višeg reda)_ VISOKA REZOLUCIJA.

Tablica 6-4 Nivo rezolucije za razna ortogonalna polja

Stupanj slobode eksperimenta (v_{exp}) predstavlja količinu informacija koje je moguće saznati iz eksperimenta u matricnoj formi. Stupanj slobode je za jedan manji od broja kombinacija/projekata koji se generiraju u ortogonalnom polju (broj redova u OA):

$$v_{exp} = \text{broj projekata} - 1$$

Problem rješavanja skupa jednažbi s određenim brojem nepoznanica predstavlja dobru matematičku analogiju s matricno definiranim eksperimentom. Broj jednažbi analogan je stupnju slobode eksperimenta (v_{exp}). Broj nepoznanica analogan je s ukupnim brojem stupnjeva slobode svih parametara m koji se u eksperimentu razmatraju:

$$v_{exp} = \sum_{i=1}^m v_f$$

Stupanj slobode potreban da se opiše efekt određenog parametra (doprinos parametra na rezultat eksperimenta) je za jedan manji od broja nivoa koji se testiraju za određeni parametar (v_f):

$$v_f = \text{broj nivoa} - 1$$

Stupanj slobode potreban je da se odabere prikladno ortogonalno polje (OA). Opće pravilo je da odabrano ortogonalno polje, s kojim će se provesti eksperiment, generira broj projekata (broj redova u OA) barem za jedan više od ukupnog stupnja slobode svih faktora:

$$L_N = v_{exp} + 1$$

6.1.3. Analiza varijance (ANOVA)

ANOVA predstavlja metodu za objektivno sagledavanje rezultata eksperimenta temeljenu na statističkim osnovama. ANOVU je razvio britanski statističar *Ronald Fisher* oko 1930 god. za potrebe sagledavanja eksperimentalnih rezultata u poljoprivredi. Ova metoda na objektivni način omogućuje kontrolu i redukciju varijance u razvoju određenog proizvoda/projekta te identifikaciju svih parametara koji dominiraju na nju utječu.

ANOVA zapravo dekomponira ukupnu varijaciju u komponente te omogućava identifikaciju uzroka varijacije. Opširne teoretske osnove i detaljna razrada ANOVE dana je u literaturi [114, 115, 116]. U nastavku su dani osnovni pojmovi i terminologija koji su korišteni u ovom radu te su radi jednostavnosti razumijevanja predstavljeni na osnovnom primjeru eksperimenta s jednim faktorom/parametrom.

6.1.3.1 Analiza varijance kod eksperimenta s jednim faktorom

Pretpostavimo da imamo nekoliko različitih nivoa jednog faktora/parametra koje želimo usporediti. Odziv svakog od različitih nivoa je slučajna varijabla. Tipični podaci za eksperiment s jednim parametrom strukturirani su kako je prikazano u Tablici 6-5, gdje odzivna varijabla y_{ij} predstavlja j -to promatranje za i -ti nivo parametra.

Nivo ($i=1, \dots, a$)	Odzivne varijable ($j=1, \dots, n$)				Total	Srednja vrijednost
1	y_{11}	y_{12}	...	y_{1n}	$y_{1.}$	$\bar{y}_{1.}$
2	y_{21}	y_{22}	...	y_{2n}	$y_{2.}$	$\bar{y}_{2.}$
.
.
.
a	y_{a1}	y_{a2}	...	y_{an}	$y_{a.}$	$\bar{y}_{a.}$

Tablici 6-5 Tipični podaci za eksperiment s jednim parametrom

Promatranja, tj. vrijednosti odzivne varijable y_{ij} možemo izraziti kao linearni statistički model [114]:

$$y_{ij} = \mu + \tau_i + \varepsilon_{ij} \quad \begin{cases} i = 1, 2, \dots, a \\ j = 1, 2, \dots, n \end{cases} \quad (6.1)$$

gdje je :

y_{ij} – odzivna varijabla za i -ti nivo i j -to promatranje,

μ – zajednički parametar za sve nivoe \rightarrow globalna srednja vrijednost (eng. *overall mean*),

τ_i – parametar vezan za i -ti nivo \rightarrow efekt nivoe (eng. *treatment effect*),

ε_{ij} – komponenta vezana za grešku.

Statistički model dan u jednadžbi (6.1) predstavlja dvije mogućnosti gledanja na utjecaj efekta između nivoe na ukupnu varijaciju. Prvi, koji je korišten i u ovom radu, je da su nivoe faktora/parametra eksplicite odabrani od strane projekatana te će se u tom slučaju zaključci odnositi samo na odabrane nivoe faktora i ne mogu se primijeniti na nivoe koji nisu eksplicite razmatrani. Ovakav model naziva se *model s fiksnim efektima* (eng. *fixed effects model*). Drugi moguć pristup je da su nivoe faktora slučajno odabrani od skupa svih mogućih nivoe te se u tom slučaju zaključci dobiveni na slučajno odabranom skupu nivoe mogu primijeniti i na ostale nivoe. Ovakav model naziva se *model s slučajnim efektima* (eng. *random effects model*).

Dalje je dana definicija pojmova koji će se koristiti [114]:

$$y_{i.} = \sum_{j=1}^n y_{ij} \text{ - predstavlja ukupnu vrijednost odziva (sva promatranja) za } i\text{-ti nivo} \quad (6.2)$$

$$\bar{y}_{i.} = \frac{y_{i.}}{n} \text{ - predstavlja srednju vrijednost odziva (sva promatranja) za } i\text{-ti nivo} \quad (6.3)$$

$$y_{..} = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n y_{ij} \text{ - predstavlja ukupnu vrijednost odziva (sva promatranja) za sve nivoe} \quad (6.4)$$

$$\bar{y}_{..} = \frac{y_{..}}{N} \text{ - predstavlja ukupnu srednju vrijednost odziva (sva promatranja) za sve nivoe}$$

n - predstavlja ukupan broj svih promatranja za i -ti nivo,

a - broj različitih nivoe,

$N = a \cdot n$ - predstavlja ukupan broj svih promatranja za sve nivoe,

(.) - točka u podskriptu predstavlja zbroj (sumu) po podskriptu kojeg ona zamjenjuje.

Dekompozicija ukupne sume kvadrata

Ukupnu sumu kvadrata upotrebljava se kao ukupna mjera varijabilnosti podataka i možemo je izraziti kao:

$$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{..})^2, \quad (6.5)$$

Ako je želimo dekomponirati u komponente tada je možemo izraziti kao:

$$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{..})^2 = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n \left[(\bar{y}_i - \bar{y}_{..}) + (y_{ij} - \bar{y}_i) \right]^2 \quad (6.6)$$

$$\sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{..})^2 = n \sum_{i=1}^a (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})^2 + \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 + 2 \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})(y_{ij} - \bar{y}_i) \quad (6.7)$$

Zadnji član iz jednadžbe (6.7) jednak je nuli pošto je:

$$\sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i) = y_i - n\bar{y}_i = y_i - n(y_i/n) = 0$$

Na kraju izraz poprima formu:

$$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{..})^2 = n \sum_{i=1}^a (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})^2 + \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 = SS_N + SS_E \quad (6.8)$$

Iz jednadžbe (6.8) vidimo da se ukupna varijabilnost podataka, predstavljena s ukupnom sumom kvadrata, može podijeliti u dva člana:

1. suma kvadrata razlike između srednje vrijednosti odziva za pojedini nivo parametra i ukupne srednje vrijednosti svih nivoa $\rightarrow SS_N$ - efekt nivoa \rightarrow (predstavlja varijaciju između pojedinih nivoa),
2. suma kvadrata razlike između pojedine odzivne varijable za razmatrani nivo u odnosu na srednju vrijednost nivoa $\rightarrow SS_E$ - efekt greške \rightarrow (predstavlja varijaciju unutar pojedinog nivoa i još se naziva suma kvadrata *ostatka*).

Ukupan broj promatranja iznosi $N = a \cdot n$ tako da je i ukupni broj stupnjeva slobode jednak $N-1$.

Postoje a nivoa razmatranog faktora tako da SS_N ima $a-1$ stupnjeva slobode. Na kraju imamo n ponavljanja unutar svakog nivoa što daje $n-1$ stupnjeva slobode za procjenu eksperimentalne greške. Kako imamo a nivoa onda postoje $a \cdot (n-1) = a \cdot n - a = N-a$ stupnjeva slobode greške.

Dalje dekomponirajući članove jednadžbe (6.8) dobivamo sljedeći izraz za član SS_E :

$$SS_E = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 = \sum_{i=1}^a \left[\sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 \right] \quad (6.9)$$

Zapisan u ovakvoj formi lako je uočiti da član u uglatoj zagradi, ako se podijeli s $n-1$, predstavlja varijancu i -tog nivoa tj.

$$S_i^2 = \frac{\sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2}{n-1}; i = 1, 2, \dots, a \quad (6.10)$$

Sada pak varijancu pojedinog nivoa možemo iskoristiti za procjenu veličine koju nazivamo *srednja vrijednost sume kvadrata* za oba člana na način da podijelimo sumu kvadrata s brojem stupnjeva slobode:

$$MS_E = \frac{(n-1)S_1^2 + (n-1)S_2^2 + \dots + (n-1)S_a^2}{(n-1) + (n-1) + \dots + (n-1)} = \frac{\sum_{i=1}^a \left[\sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 \right]}{\sum_{i=1}^a (n-1)_i} = \frac{SS_E}{(N-a)} \quad (6.11)$$

$$MS_N = \frac{n \sum_{i=1}^a (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})^2}{a-1} = \frac{SS_N}{a-1} \quad (6.12)$$

Ako napravimo korak dalje i promotrimo očekivanu vrijednost srednje vrijednost sume kvadrata za efekt greške MS_E dobivamo:

$$\begin{aligned} E(MS_E) &= E\left(\frac{SS_E}{N-a}\right) = \frac{1}{N-a} E\left[\sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2\right] = \frac{1}{N-a} E\left[\sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij}^2 - 2y_{ij}\bar{y}_i + \bar{y}_i^2)\right] \\ &= \frac{1}{N-a} E\left[\sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (y_{ij}^2 - 2n \sum_{i=1}^a \bar{y}_i^2 + n \sum_{i=1}^a \bar{y}_i^2)\right] = \frac{1}{N-a} E\left[\sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n y_{ij}^2 - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^a y^2_i\right] \end{aligned} \quad (6.13)$$

Ako u gornju jednadžbu ubacimo model definiran u izrazu (6.1) tada dobivamo sljedeću relaciju:

$$E(MS_E) = \frac{1}{N-a} E\left[\sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n (\mu + \tau_i + \varepsilon_{ij})^2 - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^a (\sum_{j=1}^n (\mu + \tau_i + \varepsilon_{ij})^2)\right] \quad (6.14)$$

Kvadriranjem i pridruživanjem očekivane vrijednosti izrazima u zagradi slijedi,

$$E(MS_E) = \frac{1}{N-a} E\left[N\mu^2 + n \sum_{i=1}^a \tau_i^2 + N\sigma^2 - N\mu^2 - n \sum_{i=1}^a \tau_i^2 - a\sigma^2\right] = \sigma^2 \quad (6.15)$$

Na sličan način možemo raspisati izraz za $E(MS_N)$ te dobivamo:

$$E(MS_N) = \sigma^2 + \frac{n \sum_{i=1}^a \tau_i^2}{a-1} \quad (6.16)$$

Za slučajeve u kojima nema razlike u srednjim vrijednostima na pojedinom nivou vrijedi da je

$$\sum_{i=1}^a \tau_i = 0 \text{ iz čega slijedi: } E(MS_N) = \sigma^2. \quad (6.17)$$

Iz ovoga je vidljivo da se nul-hipoteza o jednakosti srednje vrijednosti na pojedinim nivoima može provjeriti usporedbom MS_N i MS_E .

Statistički test nul-hipoteze o nepostojanju razlike između srednje vrijednosti pojedinih nivoa

Sada je potrebno istražiti kako se formalni test nul-hipoteze o nepostojanju razlike između srednje vrijednosti pojedinih nivoa može primijeniti. Hipoteza se formalno može zapisati kao:

$$H_0: \mu_1 = \mu_2 = \dots = \mu_a \quad \text{ili transformirano kao:} \quad (6.18)$$

$$H_0: \tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_a$$

Kako pretpostavljamo da je greška ε_{ij} normalno i neovisno distribuirana sa srednjom vrijednosti jednakom nulom i varijancom σ^2 , odzivne varijable (promatranja) y_{ij} su također normalno i neovisno distribuirane sa srednjom vrijednosti jednakom $(\mu + \tau_i)$ i varijancom σ^2 . Ukupna suma kvadrata SS_T je također normalno distribuirana te se može pokazati da je SS_T/σ^2 distribuirana kao *Hi-kvadrat* (χ^2) slučajna varijabla s $(N-1)$ stupnjem slobode. Dalje se također može pokazati da SS_E/σ^2 poprima χ^2 distribuciju sa stupnjem slobode $(N-a)$, dok SS_N/σ^2 poprima χ^2 distribuciju sa stupnjem slobode $(a-1)$ ako je hipoteza $H_0: \mu_1 = 0$ točna [114].

Hi-kvadrat (χ^2) distribucija primjenjuje se u slučajevima kada treba donijeti odluku o signifikantnosti razlika stvarnih i teorijskih varijabla (obilježja). Općenito je χ^2 distribucija definirana po zakonu *gama* razdiobe u području vrijednosti između 0 i ∞ [116]:

$$f(\chi^2) = \frac{1}{2^{\frac{k}{2}} \Gamma(\frac{k}{2})} (\chi^2)^{\frac{k-2}{2}} e^{-\frac{\chi^2}{2}} \quad (6.19)$$

Parametar k koji jednoznačno definira *gama* razdiobu nazivamo stupnjem slobode, što znači da je za svaki broj stupnjeva slobode χ^2 distribucija različita. Vrijednosti distribucije su tabelirane i mogu se pronaći u svakom statističkom udžbeniku. Aritmetička sredina χ^2 distribucije jednaka je broju stupnjeva slobode k , varijanca iznosi $2k$, dok koeficijent asimetrije iznosi $\sqrt{\frac{2}{k}}$. Iz izraza za koeficijent asimetrije vidimo da je distribucija vrlo asimetrična za mali broj stupnjeva slobode, dok se povećanjem k polako približava simetričnosti.

χ^2 distribucije je važna slučajna distribucija koja se da izraziti kroz normalne slučajne varijable. Kao primjer slučajnih varijabli koje slijede χ^2 distribuciju pretpostavimo da su varijable y_1, y_2, \dots, y_n slučajni uzorak iz normalne distribucije definirane s $N(\mu, \sigma^2)$, tada se može izvesti izraz:

$$\frac{SS}{\sigma^2} = \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}{\sigma^2} \approx \chi_{n-1}^2 \quad (6.20)$$

tj. slijedi da je SS/σ^2 distribuirana kao χ^2 distribucija sa stupnjem slobode $n-1$.

Kako ANOVA, kao metoda u manipulaciji podacima, koristi sumu kvadrata, veoma je važna činjenica da suma kvadrata normalnih slučajnih varijabli podijeljena s varijancom slijedi χ^2 distribuciju. Razmatrajući neovisnost sve tri sume kvadrata iz izraza (6.13) vidimo da one nisu neovisne te je potrebno uspostaviti odnos između SS_N i SS_E preko *Cochranova* teorema [114].

Cochran-ov teorem

Ako je Z_i ($i=1, 2, \dots, v$), takav da je definiran preko normalnih slučajnih varijabli sa srednjom vrijednosti jednakom 0 i varijancom jednakom 1 te vrijedi

$$\sum_{i=1}^v Z_i^2 = Q_1 + Q_2 + \dots + Q_s \quad (6.21)$$

gdje je $s \leq v$, Q_i ima v_i stupnjeva slobode ($i=1, 2, \dots, s$) te su Q_1, Q_2, \dots, Q_s nezavisne χ^2 slučajne varijable sa v_1, v_2, \dots, v_s stupnjeva slobode ako i samo ako je ispunjen uvjet da je:

$$v = v_1 + v_2 + \dots + v_s$$

Kako je stupanj slobode SS_N jednak $(a-1)$, a SS_E jednak $(N-a)$, a ukupni broj stupnjeva slobode jednak $(N-1)$ Cochranov teorem implicira da su SS_N/σ^2 i SS_E/σ^2 neovisno distribuirane χ^2 slučajne varijable. Tada, ako je hipoteza o nepostojanju razlike između srednje vrijednosti pojedinih nivoa točna, omjer:

$$F_0 = \frac{\frac{SS_N}{a-1}}{\frac{SS_E}{N-a}} = \frac{MS_N}{MS_E} \quad (6.22)$$

predstavlja statistički test iznesene hipoteze i naziva se *F omjer*.

F omjer nazvan je po već spomenutom britanskom statističaru *Ronaldu Fisheru* koji ga je definirao kao omjer varijance pojedinog faktora i omjer varijance greške.

Za određivanje da li je pojedini *F omjer* statistički dovoljno velik potrebni su sljedeći podaci:

- potrebni nivo pouzdanosti $\rightarrow (1 - \alpha)$, gdje je α = rizik),
- stupanj slobode brojnika $\rightarrow v_1 = a - 1$,
- stupanj slobode nazivnika $\rightarrow v_2 = N - a$,

F omjer zapravo slijedi iz definicije *F* slučajne distribucije i njegov detaljan izvod postoji u raznim statističkim udžbenicima, vidi npr. [116].

Svaka kombinacija ova tri podataka ima svoj iznos F_{α, v_1, v_2} . Njih je razvio *Fisher* i predstavio ih u tabličnoj formi kao određeni minimalni prag pouzdanosti, vidi Prilog B2. Načelno, ovisno o vrijednosti izračunatog *F omjera* možemo imati dvije kategorije:

- Ako je F_0 omjer za određeni parametar izračunat po izrazu (6.22) **veći** ($F_0 > F_{\alpha, a-1, N-a}$) od vrijednosti iz *F tablica* \rightarrow parametar ima jak utjecaj na razmatrane statističke vrijednosti (srednju vrijednost, *SN* omjer,..) \rightarrow hipoteza o nepostojanju razlike između srednje vrijednosti pojedinih nivoa ne vrijedi.
- Ako je F_0 omjer za određeni parametar izračunat po izrazu (6.22) **manji** ($F_0 < F_{\alpha, a-1, N-a}$) od vrijednosti iz *F tablica* \rightarrow parametar nema utjecaj na razmatrane statističke vrijednosti (srednju vrijednost, *SN* omjer,..) \rightarrow hipoteza o nepostojanju razlike između srednje vrijednosti pojedinih nivoa vrijedi.

Na kraju, temeljni izraz (6.8) zapisujemo u konačnoj formi kao:

$$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n y_{ij}^2 - \frac{y_{..}^2}{N} \quad (6.23)$$

Dok izraz za sumu kvadrata SS_N možemo transformirati na način:

$$SS_N = n \sum_{i=1}^a (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})^2 = \sum_{i=1}^a \frac{y_{i.}^2}{n} - \frac{y_{..}^2}{N} \quad (6.24)$$

Razlog tome je što izrazi y_i i $y_{..}$ nisu pod utjecajem greške zaokruživanja kao izrazi za srednju vrijednost \bar{y}_i i $\bar{y}_{..}$, što utječe na numeričku točnost rezultata.

Suma kvadrata člana greške tada se posredno računa kao:

$$SS_E = SS_T - SS_N$$

Pregled izraza za analizu varijance za jedan faktor dan je u Tablici 6-6 :

Izvor varijacije	Suma kvadrata	Stupanj slobode	Srednja vrijednost sume kvadrata	F_0
Efekt nivoa (između nivoa)	$SS_N = \sum_{i=1}^a \frac{y_{i.}^2}{n} - \frac{y_{..}^2}{N}$	$a-1$	$MS_N = \frac{SS_N}{a-1}$	$F_0 = \frac{MS_N}{MS_E}$
Efekt greške (unutar nivoa)	$SS_E = SS_T - SS_N$	$N-a$	$MS_E = \frac{SS_E}{N-a}$	
Ukupno	$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^n y_{ij}^2 - \frac{y_{..}^2}{N}$	$N-1$		

Tablica 6-6 Analiza varijance za jedan faktor

Kako u predloženoj metodologiji obično koristimo više faktora istovremeno, u nastavku je dan pregled izraza za dva faktora kako bi se izveli i izrazi za interakciju između faktora, Tablica 6-7.

Izvor varijacije	Suma kvadrata	Stupanj slobode	Srednja vrijednost sume kvadrata	F_0
Efekt nivoa (faktor A)	$SS_A = \sum_{i=1}^a \frac{y_{i.}^2}{b \cdot n} - \frac{y_{..}^2}{N}$	$a-1$	$MS_A = \frac{SS_A}{a-1}$	$F_0 = \frac{MS_A}{MS_E}$
Efekt nivoa (faktor B)	$SS_B = \sum_{j=1}^b \frac{y_{.j}^2}{a \cdot n} - \frac{y_{..}^2}{N}$	$b-1$	$MS_B = \frac{SS_B}{b-1}$	$F_0 = \frac{MS_B}{MS_E}$
Efekt interakcije A x B	$SS_{AB} = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \frac{y_{ij.}^2}{n} - \frac{y_{..}^2}{N} - SS_A - SS_B$	$(a-1)(b-1)$	$MS_{AB} = \frac{SS_{AB}}{(a-1)(b-1)}$	$F_0 = \frac{MS_{AB}}{MS_E}$
Efekt greške (unutar nivoa)	$SS_E = SS_T - \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \frac{y_{ij.}^2}{n} - \frac{y_{..}^2}{N}$	$ab(n-1)$	$MS_E = \frac{SS_E}{ab(n-1)}$	
Ukupno	$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^n y_{ijk}^2 - \frac{y_{..}^2}{N}$	$N-1$		

Tablica 6-7 Analiza varijance za dva faktora

Gdje je:

$i=1,2,\dots,a$ - broj različitih nivoa faktora A;

$j=1,2,\dots,b$ - broj različitih nivoa faktora B,

$k=1,2,\dots,n$ - predstavlja ukupan broj svih promatranja za neki nivo

$N = a \cdot b \cdot n$ - predstavlja ukupan broj svih promatranja za sve nivoe,

Jednom kada je proveden skup svih eksperimenata, kada je provedena ANOVA i identificirani utjecajni parametri, najznačajniji dio analize eksperimentalnih rezultata je obavljen. Ipak, postoje još neke pojmovi koji nam mogu pomoći u daljnje rasvjetljavanju detalja rezultata [115]:

▪ **Interval pouzdanosti** $-(CI)$, (eng. *confidence interval*)

Određivanje statističkih mjera iz analize varijance (ANOVA) predstavlja samo njihovu procijenjenu te njihova točnost ovisi o broju uzoraka na kojima je ANOVA provedena. Za povećani broj uzoraka povećati će se i točnost procijene statističkih mjera.

Interval pouzdanosti (CI) je maksimalna i minimalna vrijednost unutar koje će se ostvariti stvarna vrijednost statističke mjere (npr. srednja vrijednost) pri određenom postotku pouzdanosti. Imamo nekoliko različitih definicije intervala pouzdanosti ovisno o vrsti procjene [115]. Interval pouzdanosti u ovom radu je definiran oko srednje vrijednosti za određeni nivo iz provedenog eksperimenta. Gornja/donja vrijednost nivoa pouzdanosti određuje se na način:

Gornji nivo pouzdanosti = srednja vrijednost + CI ;

Donji nivo pouzdanosti = srednja vrijednost – CI

$$CI = \sqrt{\frac{F \cdot MS_E}{N_e}} \quad (6.25)$$

gdje je: F - vrijednost iz F -test distribucijskih tablica,

N_e - efektivni broj uzoraka (broj uzoraka odzivnih varijabli s kojima se manipulira)

- **Postotak sudjelovanja** → funkcija sume kvadrata svakog pojedinog parametra i izražava relativnu udio pojedinog parametra u postignutoj varijaciji. Ako je postotak sudjelovanja uslijed greške (nepoznati šum i nekontroliranih parametara) nizak, ispod 15%, za pretpostaviti je da smo sve dominantne parametre uključili u eksperiment. Nasuprot tome ako je isti postotak jako visok, iznad 50%, možemo pretpostaviti da svi važni faktori nisu uključeni u eksperiment.
- **Omega transformacija** → pretvaranje vrijednosti varijabli odziva koje su izražene u postotku u vrijednosti u decibelnoj skali, procjena srednje vrijednosti i ponovna transformacija u iznos postotka. Omega transformacija koristi se kad imamo podatke u postocima s vrlo malim (oko 0%) ili velikim postotkom (oko 100%) te imamo malu aditivnost koja može rezultira u nesigurnosti procjene srednje vrijednosti. Transformacija se može izvesti po izrazu:

$$\Omega (db) = 10 \log[p/(1-p)], \quad \text{gdje je } p \text{ između } 0 < p < 1$$

• **Ostale metode interpretacije rezultata:**

- Metoda promatranja (eng. *observation method*).
- Metoda rangiranja (eng. *ranking method*) → ovom metodom rangiramo projekte po uspješnosti i tražimo određenu zakonitost u nivoima raznih parametara. Ako je određeni nivo nekog parametra uglavnom pozicioniran među uspješnim projektima za zaključiti je da promatrani parametar na specificiranom nivou tome doprinosi.
- Grafički dijagramski prikazi → obično nastojimo prikazati utjecaj glavnih efekata na odzivnu varijablu, kroz njezinu srednju vrijednost na određenom nivou za pojedini parametar. Moguće je prikazati i međusobnu ovisnost više parametara na svim nivoima kako bi se grafički predočila eventualna interakcija između tih parametara.

Korištenje ortogonalnih polinoma i odzivnih ploha u razmatranom problemu djelomično je ograničeno zbog same prirode problema. Naime topološke parametre ponekad je teško diskretizirati u uniformno razmaknute nivoe. Drugo je ograničenje u broju potrebnih pokusa koje je potrebno generirati da bi se formirala odzivna ploha. Tako je za formiranje modela kvadratične odzivne plohe za nv parametara potrebno provesti najmanje $nt=(nv+1)(nv+2)/2$ eksperimenata da bi se dobili potrebni koeficijenti. Na primjer, kvadratični model s $nv=4$ varijable zahtjeva najmanje $nt=15$ pokusa što znači da konstruiranje odzivne plohe korištenjem ortogonalnog polja L_9 (4 parametra, 3 nivoa i 9 eksperimenata) nije moguće realizirati.

6.1.4. Taguchijeva metoda i SN omjer

Japanski znanstvenik prof. *Taguchi* idejni je tvorac metode za poboljšanje kvalitete projekta/procesa zasnovane na teoriji eksperimenata koja se jako razvila u Japanu 70-tih godina prošlog stoljeća te postala jedan od stupova japanskog koncepta kvalitete. *Taguchijeva* metoda korištenja teorije eksperimenata na konceptu robusnog projekta imala je za cilj unaprjeđenje proizvodnog procesa koji u konačnici rezultira kvalitetnijim proizvodom [117]. Ova metoda je u Japanu poznata kao *Quality Engineering*, dok je na Zapadu poznata kao *Robust Design*. Taguchi je razvoj proizvoda/projekta podijelio u tri faze:

- *Projektiranje sustava – (eng. system design),*
- *Projektiranje parametara- (eng parameter design),*
- *Projektiranje tolerancija -(eng. tolerance design).*

Projektiranje sustava je zapravo definiranje osnovnih karakteristika projekta korištenjem inženjerskih i fizikalnih principa. Tako projektiran sustav najčešće ispunjava osnovne funkcionalne zahtjeve, ali je uglavnom daleko od optimalnog rješenja u smislu kvalitete projektnih atributa (npr. cijena, težina, sigurnost,..). Korak dalje je projektiranje takve kombinacije parametara koji će povećati kvalitetu projekta i rješenje približiti optimalnom.

Završni dio obuhvaća definiranje tolerancije na odabrane parametre koji će osigurati željenu kvalitetu proizvoda/projekta.

Osnovni princip u *projektiranju parametara* je u pronalaženju takve kombinacije parametara koji su blizu optimalnog rješenja te daju projekt koji je minimalno senzitivna na parametre koje ne kontroliramo ili vrlo teško kontroliramo, tzv. *faktore šuma*. Cilj je efikasno istražiti utjecaj projektnih parametara na kvalitetu projektnih atributa s minimalnim brojem eksperimenata. To je vrlo bitno za definiranje veličine samih tolerancija. Parametri na koje su promatrani projektni atributi izrazito nesenzitivna mogu imati relativno velike tolerancije, za razliku od parametara na koje su projektni atributi jako senzitivna te su tolerancije kod takvih parametara uske. Postoje razne podijele parametara koje želimo istražiti, a osnovna je na *kontrolirane i parametre šuma*.

Kontrolirani parametri predstavljaju skup parametara koji projektant hoće ispitati i naći najbolju kombinaciju takvih parametara. Ovi parametri su pod kontrolom projektanta i on odabire nekoliko nivo za svaki parametar. Nivoi su odabrani tako da se minimizira senzitivnost odziva na faktore šuma i zadani cilj. Odgovornost projektanta je da sve važne parametre uključi u eksperiment te da odabere *nivo* za određeni parametar. Pri tom moramo imati na umu da nivo za koji od prije znamo da proizvodi predvidiv rezultat ne stavljamo u pokus, osim u slučajevima kad želimo istražiti šire područje valjanosti određenog parametra.

S obzirom na predložene statističke mjere, kontrolirane faktore možemo podijeliti na 4 grupe:

- I grupa: faktori koji utječu i na srednju vrijednost i na varijancu,
- II grupa: faktori koji utječu samo na varijancu,
- III grupa: faktori koji utječu samo na srednju vrijednost,
- IV grupa: faktori koji ne utječu na ništa,

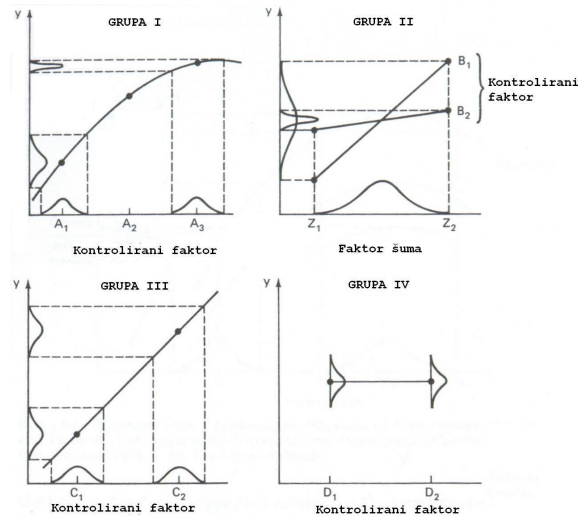
Obično nastojimo parametre kontrolirati na način da odaberemo prikladne nivoe faktorima grupe I i II da se smanji varijacija, a faktore grupe III držati takve da osiguravaju željenu vrijednost. Faktore grupe IV treba izabrati na najekonomičniji način pošto oni na ništa ne utječu. Slika 6-4 daje ilustrativno idealizirani prikaz spomenute 4 vrste faktora.

Ono čemu ponekad možemo težiti je pomak kontroliranih parametara u zonu malog nagiba pravca sa svrhom male senzitivnosti takvih parametara. Na takav način reduciramo broj kontroliranih parametara i pojednostavljujemo projektni problem.

Za probleme interakcije trup-nadgrađe topološki parametri identificirani kao bitni u poglavlju 6.1 mogu se smatrati grupom kontroliranih parametara.

Parametri šuma uzimaju se kao kontrolirani parametri u izračunu stupnja slobode i odabiru OA. Obično se odabiru na način da se pokrije predviđeni interval pojavljivanja unutar projekta.

Za probleme interakcije trup-nadgrađe razne komponente opterećenja (momenti savijanja, tlakovi po palubama,..) mogu se pridružiti grupi parametara šuma.



Slika 6-4 Podjela kontroliranih faktora [115]

Glavni efekt određenog faktora (parametra) je srednja vrijednost projektnog atributa za taj faktor na promatranom nivou uzeta u kombinaciji s drugim faktorima na različitim nivoima.

Mjerenje kvalitete određenog projektnog atributa korištenjem *signal-to-noise (SN)* omjera te principa ortogonalnih polja za istovremenu analizu više parametara osnove su ovog pristupa. Ortogonalna polja nisu specifičnost *Taguchijeve* metode, ona su se razvila mnogo prije, ali je *Taguchi* pojednostavnio njihovu primjenu u formu standardnih tablica i linearnih grafova. *Taguchi* je definirao *SN* omjer kao statističku veličinu koja predstavlja mjeru kvalitete projekta. Set parametara koji ima najveći *SN* omjer maksimizira srednju vrijednost tražene kvalitete (*signal*) uz minimalnu vrijednost standardne devijacije šuma (*noise*). *SN* omjer u biti sažima senzitivnost kvalitete projekta na faktore šuma iz niza eksperimenata u jedan broj. *SN* omjer može se koristiti u optimizacijskim problemima pronalaženja robusnog projekta (npr. ukrepljenog panela) kao funkcija cilja koju je potrebno maksimizirati. Od raznih definicija *SN* omjera, tri od njih smatraju se standardnim i mogu se generalno primijeniti na razne probleme:

1. Veće je bolje → za projektne atribute: čvrstoća, sigurnost, brzina,...

$$SN_L = -10 \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right)$$

2. Nominalno je najbolje → za projektne atribute: proizvodnja, uniformnost dimenzija,...

$$SN_N = 10 \log \left(\frac{\mu^2}{\sigma^2} \right)$$

3. Manje je bolje → za projektne atribute: težina, cijena, rizik,...

$$SN_S = -10 \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right)$$

gdje je: μ - srednja vrijednost; σ^2 - varijanca; n - broj eksperimenata; y_i - vrijednost odzivne varijable (projektnog atributa) koji razmatramo (naprezanja, težina, sigurnost,..) u i -tom eksperimentu.

Neovisno koji od tri gore navedena izraza koristimo, SN formule su transformirane na takav način da uvijek vrijedi princip što veći SN to bolja razmatrana kvaliteta projekta.

Analiza korištenjem S/N omjera ima sljedeće prednosti:

1. omogućava odabir optimalnog skupa parametara na temelju najmanje varijacije kvalitete oko cilja i također na temelju srednje vrijednosti najbliže cilju;
2. omogućava objektivnu usporedbu skupa eksperimentalnih podataka s obzirom na odstupanje oko cilja te devijacije srednje vrijednosti od ciljane vrijednosti.

Omjer SN_N se koristi ako se želi minimizirati varijabilnost odziva oko fiksne ciljane vrijednosti. Ovaj omjer je korišten umjesto standardne devijacije jer su u mnogim situacijama srednja vrijednost i standardna devijacija u određenom odnosu (kako μ raste tako i σ raste). U takvim slučajevima vrlo je teško minimizirati standardnu devijaciju, a tek onda postaviti srednju vrijednost na željenu razinu. *Taguchi* je iskustveno ustvrdio da predloženi omjer SN_N upravo to osigurava primjenjujući postupak u dva koraka: (1) odabir nivo kontrolnih parametara iz grupe I i II (vidi sliku 6-4) na način da maksimiziraju SN_N omjer i (2) postavljanje onih faktora (faktori grupe III) koji utječu na srednju vrijednost, a ne narušavaju postignuti SN_N omjer tako da zadovolje traženu srednju vrijednost. Motivacija za ovako definiran omjer je postići nespregnutost efekta tražene srednje vrijednosti (eng. *location effect*) i efekta minimalne standardne devijacije (eng. *dispersion effect*).

Neke od zamjeraka predloženom SN_N omjeru mogle bi se ipak pronaći [114]. Može se pokazati da je korištenje SN_N omjera zapravo ekvivalentno analizi standardne devijacije u logaritamskom mjerilu te da upravo logaritamska funkcija ima zadaću postići nespregnutost gore spomenutih efekata. Ne postoje matematički objektivni dokaz da je to stvarno tako, već samo potvrda iz praktičnih primjera da predloženi omjer daje dobre rezultate. Moguće je krenuti i drugim putem te raspisati SN_N omjer na način:

$$SN_N = 10 \log \left(\frac{\mu^2}{\sigma^2} \right) = 10 \log(\mu^2) - 10 \log(\sigma^2)$$

Ako je srednja vrijednost fiksirana na traženoj, tada se povećanje SN_N omjera može postići smanjenjem drugog člana $10 \log(\sigma^2)$. Minimiziranje ovog člana jednostavniji je u smislu bolje kontrole faktora koji disperziju uzrokuju. Generalno, ako se odzivne varijable mogu prikazati u formi:

$$Y = \mu(x_d, x_a) + \varepsilon(x_d)$$

gdje su x_d podskup parametara koji utječu na varijancu (grupa I, II) i x_a podskup parametara koji ne kvare postignutu varijancu tada će i maksimizacija SN_N omjera biti ekvivalentna minimizaciji standardne devijacije. U tom slučaju možemo standardnu devijaciju uzeti kao odzivnu varijablu.

Koncept *unutarnje-vanjskog* polja donosi relativno velik broj eksperimenata što se uzima kao nedostatak samog pristupa, slika 6-5. Obično se kroz unutarnje ortogonalno polje definiraju kontrolirani parametri, dok se kroz vanjsko definiraju parametri šuma.

Vanjsko polje (L_8)-PARAMETRI ŠUMA

parametri	projekti							
	1	2	3	4	5	6	7	8
E	1	1	1	1	2	2	2	2
F	1	1	2	2	1	1	2	2
G	1	2	1	2	1	2	1	2

projekti	parametri			
	A	B	C	D
1	1	1	1	1
2	1	2	2	2
3	1	3	3	3
4	2	1	2	3
5	2	2	3	1
6	2	3	1	2
7	3	1	3	2
8	3	2	1	3
9	3	3	2	1

Unutarnje polje (L_9)-KONTROLIRANI PARAMETRI

	Odzivne varijable							
	1	2	3	4	5	6	7	8
1	Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_{14}	Y_{15}	Y_{16}	Y_{17}	Y_{18}
2	Y_{21}							.
3	Y_{31}							.
4	Y_{41}							.
5	Y_{51}							.
6	Y_{61}							.
7	Y_{71}							.
8	Y_{81}							.
9	Y_{91}	Y_{98}

Matrica odzivnih varijabli Y_{ij} (br. eksperimenata $9 \times 8 = 72$)

Slika 6-5 Koncept *unutarnjeg-vanjskog* ortogonalnog polja

Alternativa tome je cjelokupni eksperiment tj. sve kontrolirane parametre i parametre šuma postaviti u zajedničko unutarnje ortogonalno polje (eng. *inner array*). Na taj način broj pokusa se dramatično reducira, a količina informacija koju je moguće očitati otprilike je ista. Osnovna ideja prof. *Taguchija* bila je unapređenje proizvodnog procesa tako da je, pregledom dostupne literature, primijećeno da je njegov koncept relativno malo zastupljen u projektnim problemima.

6.2. Koraci u istraživanju utjecaja topoloških parametara na strukturnu interakciju trup-nadgrađe

Koraci u istraživanju utjecaja topoloških parametara na strukturnu interakciju trup-nadgrađe primjenom MKE i teorije eksperimenata shematski su prikazani na slici 3-3 kao dio cjelokupnog projektnog procesa u konceptualnoj fazi. Kroz ovo podpoglavlje ukratko su pojašnjeni osnovni koraci. Potrebno je napomenuti da se za razne probleme, ovisno o karakteristikama samog problema, sam sadržaj pojedinog koraka može bitno razlikovati, ali sama metodologija provođenja u načelu ostaje ista. Za praktično razumijevane primjene pojedinih koraka dan je praktični primjer u poglavlju 8.2.

KORAK I: Identifikacija problema i definiranje cilja

Potrebno je eksplicitno izraziti problem koji želimo istražiti i cilj koji želimo provesti. Gore spomenuti termin *odzivna varijabla* prevedeno na razmatrani problem znači *projektni atribut*. Za razmatrani problem najčešće se ispituje kako se mijenjaju primarna normalna naprezanja konstrukcije (trup + nadgrađe) promjenom odabranih topoloških karakteristika konstrukcije, npr:

- Identificirati one topološke parametre koji dominantno utječu na uniformnost distribucije primarnih naprezanja po visini (posebno u palubama nadgrađa) → definicija projektog atributa:

$$Y = \Delta\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^N (\sigma_i - \mu)^2},$$

gdje su: σ_i = primarna naprezanja na razini palube i ($i=1, \dots, n$ = broj paluba);

$$\mu = \frac{1}{N} \sum_i \sigma_i \text{ -srednje vrijednost naprezanja u svim promatranim palubama}$$

- Identificirati one topološke parametre koji dominantno utječu na minimizaciju ili maksimizaciju efikasnost nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći → definicija projektog atributa:

efikasnosti nadgrađa po *Caldwellu*: $Y = \eta_s = \frac{\sigma_{x0} - \sigma_x}{\sigma_{x0} - \sigma_{x1}}$, gdje je:

σ_{x0} – max. naprezanja na gornjoj palubi trupa izračunata teorijom grede pod pretp. 0% efikasnosti nadgrađa;

σ_x – max. izračunata (MKE) naprezanja na gornjoj palubi trupa s nadgrađem;

σ_{x1} – max. naprezanja na gornjoj palubi trupa izračunata teorijom grede pod pretp. 100% efikasnosti nadgrađa;

KORAK II: Identifikacija i odabir utjecajnih parametara i vrijednosti na nivoima

Ovaj korak pretpostavlja vrlo dobro poznavanje fizike problema (iskustvo, literatura, itd) kako bi se uvrstili svi relevantni parametri ovisno o specifičnosti problema. Određivanje broja nivoa određuje se pojedinačno za svaki parametar ovisno da li je parametar kontinuirana ili diskretna varijabla. Kod topoloških problema obično se zbog raznih ograničenja i logike konstrukcije varijable uzimaju kao diskretne. U razmatranje se najčešće uzimaju 2 ili 3 nivoa. Npr.

	Opis parametra	Nivo 1	Nivo 2	Nivo 3
A	Broj poprečnih pregrada iznad pregradne palube	Nema pregrade	Jedna pregrada	Dvije pregrade
B	Veličina otvora u bočnoj stijenci nadgrađa	Mali otvor (prozor)	Srednji otvor (jednostruka vrata)	Veliki otvor (dvostruka vrata)
C	Broj uzdužnih pregrada iznad pregradne palube	Nema pregrade (Sustav upora)	Jedna pregrada	Dvije pregrade
D	Dužina protezanja uzdužne pregrade	L	$0.7L$	$0.5L$
E	Visina protezanja uzdužne pregrade	Između palube 6 i 8	Između palube 6 i 10	Između palube 6 i 12
F	Materijal najgornje palube nadgrađa	Čelik	Aluminij	
G			

Za razmatrani projektni problem razne komponente opterećenja možemo identificirati kao *parametre šuma*:

- veličina i predznak vertikalnog momenta savijanja;
- veličina i predznak vertikalne poprečne sile;

Zbog prisutne nesigurnosti modeliranja i jednostavnosti modela opterećenja u konceptualnoj fazi (Pravila) preporuča se ispitati da li je odabrana varijanta (na razini topologije) robusna na različite vrijednosti projektnih opterećenja uključivanjem parametara šuma u eksperiment.

To možemo učiniti kroz koncept unutarnjeg-vanjskog polja, Slika 6-5, ili pak na način da kontrolirane i parametre šuma stavimo u zajedničko unutarnje polje.

Na samom početku procesa projektiranja, kada nastojimo brzo pretražiti projektni prostor, obično promatramo samo glavni efekt što više parametara te je ortogonalno polje do kraja popunjeno (eng. *saturated design*). U tom slučaju imamo relativno velik broj parametara te je rezolucija eksperimenta postavljena vrlo nisko (nivo 1) vidi tablicu 6-4. U slučaju da je poznata tj. da se očekuje interakcija dva parametra potrebno ju je izraziti kako bi se predvidio stupanj slobode u ortogonalnom polju za takvu interakciju.

KORAK III: Odabir ortogonalnog polja OA

Odabir vrste ortogonalnog polja prvenstveno ovisi o broju parametara/interakcija i broju nivoa (vidi poglavlje 6.1.2). Opće pravilo je da odabrano ortogonalno polje s kojim će se provesti eksperiment generira broj kombinacija/projekata (broj redova u *OA*) barem za jedan više

od ukupnog stupnja slobode svih (m) faktora $\rightarrow L_N = \sum_{i=1}^m v_f + 1$

Stupanj slobode parametra je za jedan manji od odabranog broja nivoa za taj parametar:

$$v_f = \text{broj nivoa} - 1$$

Prilikom pridruživanja odabranih parametara i nivoa potrebno je služiti se principima koji su generirani prema linearnim grafovima (eng. *linear graph*) i trokutnim tablicama (eng. *triangular tables*) preko koji su definirani odnosi glavnih efekata i interakcija tj. njihova pozicija u kolonama ortogonalnog polja [115]. Tom prilikom također poštujemo princip slučajnog odabira prilikom pridruživanja parametara određenom stupcu u ortogonalnom polju- *radnomization*.

Odabranim poljem određen je broj potrebnih eksperimenata tj. projekata koje je potrebno generirati. Svi ti projekti u biti predstavljaju različite generičke MKE modele. Za pretpostaviti je da maksimalna veličina ortogonalnog polja od L_{27} (3^{13}) zadovoljava većinu potreba za istraživanjem topoloških parametara na razini konceptualne faze.

KORAK IV: Provođenja eksperimenta

S obzirom da se radi o korištenju teorije eksperimenata u projektne svrhe, provođenje samog eksperimenta zapravo predstavlja provođenje niza (ovisno o veličini OA) numeričkih MKE proračuna, koji kao rezultat generiraju sve podatke potrebne za proračun definiranih odzivnih varijabli. Prilikom provođenja numeričkog proračuna pretpostavlja se stabilnost samog rješavača MKE problema tj. korištenog programskog paketa.

KORAK V: Obrada rezultata–Analiza varijance (ANOVA)–Interpretacija rezultata

Potrebno je definirati *SN* omjer kao transformiranu odzivnu varijablu ili pak neku drugu odzivnu varijablu. Rezultati su obrađeni s nekoliko različitih presjeka duž promatrane zone (0.4L) i nekoliko točaka po širini presjeka. Pretpostavka je da MKE rješavač daje za istu poziciju uvijek isti rezultat (zanemarujući moguću numeričku pogrešku koja je vrlo mala i ne utječe na rezultat), te u tom slučaju nije potrebno ponavljati eksperimente → (eng. *repetitions*). Obrada rezultat uključuje:

- Procjena veličine glavnih efekata i interakcija (ako su promatrane).
- Statistička obrada rezultata putem ANOVE (postotak sudjelovanja, *F*-test, interval pouzdanosti, procjena greške).
- Pridruživanje vrijednosti parametara koji imaju mali utjecaj greški (*pooling down*).
- Grafički prikaz glavnih efekata i interakcije između pojedinih parametara.
- Korištenje drugih metoda za bolju procjenu dominantnog nivo parametara na odzivnu varijablu: metode rangiranja, metoda promatranja.
- Odabir optimalne kombinacije parametar-nivo koji maksimizira *SN* omjer.

KORAK VI: Postupak potvrđivanja za odabranu kombinaciju parametar-nivo

Postupak koji se ne smije propustiti kako bi za odabranu kombinaciju nivo parametara (ili više njih) potvrdili da baš ona daje najbolje rezultate. Provodi se dodatni eksperiment jer odabrana kombinacija parametara najčešće nije obuhvaćena provedenim eksperimentima tj. shemom korištenog ortogonalnog polja.

KORAK VII: Zaključci i novi ciklus iteracije

Nakon identifikacije neutjecajnih parametara njih isključujemo iz sljedeće faze (nove iteracija) eksperimenta, tj. fiksiramo ih na željeni nivo. Parametre koji su dominantni i koje želimo detaljnije istražiti mijenjamo nivoe te izaberemo nivoe blizu *optimalnih* iz prethodnog ciklusa. Povećavamo rezolucije eksperimenta na nivo 3 ili 4, slika 6-4 te reduciramo podobni projektnog prostor. Konvergenciju postizemo kroz iterativni postupak koji prekidamo kada pronađemo nivoe parametara koji zadovoljavaju postavljene tolerancije.

7. STRUKTURNA OPTIMIZACIJA TRUPA VIŠEPALUBNIH BRODOVA

Racionalno projektiranje brodske konstrukcije korištenjem suvremenih optimizacijskih metoda zahvaljujući razvoju računala počinje se implementirati već početkom 70-tih godina prošlog stoljeća. *Gallagher i Zienkiewicz* u [70] daju opsežan pregled optimizacijskih metoda tog vremena. *Parsons* u svom radu iz 1975 [118] daje sličan pregled s fokusom na brodograđevne probleme. Dobar pregled literature i korištenih metoda u posljednjih deset godina na području strukturne optimizacije brodskih konstrukcija prikazan je u [119], dok se nešto širi prikaz, proširen i na korištenje optimizacijskih metoda u generalnom projektiranju broda, može pronaći u [120]. Za primijetiti je izostanak referenci na temu strukturne optimizacije višepalubnih brodova. Iz pregleda literature možemo primijetiti razvoj novih optimizacijskih metoda i tehnika kao što su: genetički algoritmi (*GAs*), evolucijske strategije (koje koriste teoriju eksperimenata, odzivne plohe, itd.) optimizacija rojem čestica (eng. *particle swarm optimization*) i dr.

Projektiranje strukturnih dimenzija provođenjem strukturne optimizacije na nekoliko, prethodno odabranih topoloških rješenja (prema metodologiji iz 6. poglavlja), omogućava racionalnu redistribuciju materijala i objektivnu evaluaciju razmatranih kvaliteta projekta (težina, cijena, sigurnost, itd.) za razne strukturne varijante. Cilj same optimizacijske procedure kao dijela cjelokupne projektne metodologije ukratko je izložen u 3. poglavlju. Strukturnu optimizaciju moguće je provesti korištenjem različitih optimizacijskih algoritama (gradijentne metode i metode traženja/evolucijske strategije). Kroz sustav za donošenje odluka OCTOPUS [110], razvijan kroz dugi niz godina na FSB-u [6, 7, 8, 9, 10] nekoliko optimizacijskih algoritma je razvijeno i implementirano kroz interaktivnu projektnu ljusku. Optimizacijski postupak koji je unaprijeđen i dodatno razvijen kroz ovaj rad predstavljen je u poglavlju 7.3.2 i 7.3.4 kao doprinos u daljnjoj izgradnji projektnog sustava OCTOPUS, čije su osnove kratko opisane u 7.3.

7.1 Osnove optimizacijskog postupka i kratki osvrt na metode

Projektiranje brodskih konstrukcija predstavlja složen, nelinearan problem, koji je teško izraziti analitički, zbog toga je većina optimizacijskih metoda numeričko-iterativnog tipa te zahtijeva uporabu računala. Optimizacijski postupak uvodi sistematsku metodologiju za određivanje vrijednosti projektnih varijabli koji minimiziraju zadanu mjeru kvalitete (projekta) i istovremeno zadovoljavaju projektna ograničenja. Kroz tablicu 3-2 definirane su osnovne komponente projektnog problema te je u nastavku dana i kratka matematička definicija. Projektni problem definiran projektnim varijablama \mathbf{x} i projektnim ograničenjima $\mathbf{g}(\mathbf{x})$ uz zadanu funkciju cilja $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ obično se predstavlja na način:

$$\min_{\mathbf{x}} \mathbf{f}(\mathbf{x})$$

$$\mathbf{x}$$

tako da

$$\mathbf{g}(\mathbf{x}) \geq 0$$

gdje je:

$$\mathbf{g}(\mathbf{x}) = \{g_i(\mathbf{x})\} \quad ; \text{ skup strukturnih ograničenja}$$

$$\mathbf{x}^m \leq \mathbf{x} \leq \mathbf{x}^M \quad ; \text{ skup min-max ograničenja}$$

Projektini prostor X je razapet projektivnim varijablama \mathbf{x} . Svaki projekt k je prezentiran kao točka $\mathbf{x}^k = \{x_i\}$ u tom prostoru. Projekti u podprostoru podobnih projekata X^{\geq} zadovoljavaju kriterije podobnosti $g_i(\mathbf{x}) \geq 0$ (tehnološka ograničenja, min-max granice te ostala ograničenja). Dimenzionalnost problema je dana brojem varijabli nv . Atributni prostor Y je razapet projektivnim atributima $\mathbf{f}(\mathbf{x}) = \mathbf{y}$. Preslikavanja $\mathbf{y}^k = \mathbf{a}(\mathbf{x}^k)$ ili $\mathbf{a} : X^{\geq} \rightarrow Y^{\geq}$ se koriste za kreiranje atributnog prostora $Y^{\geq} = \{\mathbf{y}^k\}$ podobnih projekata. Za svaki podobni projekt \mathbf{x}^k iz X mjere kvalitete (vrijednosti atributa) $\mathbf{y}^k = \{y_i\}$ definiraju pripadajuću točku u atributnom prostoru. Optimalno rješenje je ono koje se nalazi unutar podprostora podobnog projekta i koje postiže minimum funkcije cilja unutar tog podprostora. Višestruki ciljevi razapinju "prostor ciljeva", dimenzija nc , u kome također možemo prikazati podprostor podobnih projekata jer svakoj točki tog podprostora odgovaraju određene vrijednosti za svaku od nc funkcija ciljeva. Detaljnija razrada komponenata optimizacijskog problema dana je u 7.2. Načelno optimizacijske metode možemo podijeliti na metode matematičkog programiranja i metode traženja. Detaljnija razmatranja o klasifikaciji optimizacijskih problema i metoda mogu se pronaći u [121].

Metode matematičkog programiranja možemo podijeliti na nekoliko područja ovisno o karakteristikama funkcije cilja i varijablama nad kojim je problem definiran:

- kvadratično, geometrijsko i dinamičko programiranje;
- sekvencijalna metoda s linearnim aproksimacijama;
- metoda unutarnje (SUMT) i vanjske funkcije krivnje;
- razne metode traženja (gradijentno i slučajno).

Za većinu metoda potreban je gradijent funkcije cilja i ograničenja, ili pak veliki broj koraka kod procesa traženja. Sekvencijalna metoda s linearnim aproksimacijama (Sekvencijalno Linearno Programiranje-SLP) čini se da posjeduje potrebne kvalitete za racionalno projektiranje bazirano na nekoliko osnovnih prednosti [25, 73]:

- efikasnost algoritma linearnog programiranja sa stanovišta računskog stroja,
- zbog postojanja velikog broj ograničenja koja formiraju prostor podobnih projekata nelinearna ograničenja daju se djelotvorno linearizirati,
- veliki broja ograničenja je linearan što dodatno pogoduje metodi,
- metoda je efikasna neovisno o broju projektivnih varijabli (može raditi sa stotine varijabli),
- robustnosti i konvergenciji metode uspješno doprinosi monotoni karakter funkcije cilja u strukturnim problemima, ako su ciljevi težina i/ili cijena.

Kod metoda matematičkog programiranja može se, zbog prirode algoritma, pojaviti problem pronalaženja globalnog optimuma u slučaju da funkcija nije monotona te da postoji više lokalnih minimuma. U zadnjih desetak godina snažnije se primjenjuju i relativno nove metode: genetički algoritmi, evolucijske strategije na bazi teorije eksperimenata i odzivnih ploha, optimizacija rojem čestica (eng. *Particle swarm optimization*) [122], itd.

Genetički algoritmi (*GAs*) spadaju u procedure traženja koje se provodi na principu prirodne evolucije. To je jednostavna, ali vrlo efikasna i robusna metoda [123]. Metoda radi s diskretnim varijablama što je prednost u odnosu na metode matematičkog programiranja koje uglavnom rade s kontinuiranim varijablama što inicira zaokruživanje vrijednosti varijabli u zadnjemu ciklusu tzv. standardizacija. *GAs* nemaju ograničavajućih pretpostavki s obzirom na projektni prostor, kontinuitet i postojanje derivacija. Od optimizacijskih metoda matematičkog programiranja razlikuju se u nekoliko točaka:

- ne koriste derivacije već generiraju niz različitih projekata;
- rade s kodiranim varijablama, ne direktno s projektnim varijablama;
- traže rješenje od populacije rješenja (kombinacija projekata), a ne od jednog rješenja,
- koriste probabilistička, a ne deterministička pravila pretvaranja i kombiniranja.
- teoretski mogu pronaći globalni minimum, neovisno da li je funkcija monotona.

Broj provedenih strukturnih optimizacija korištenjem metode genetički algoritama (*GAs*) zadnjih godina je vrlo raste, a brojne reference mogu se pronaći u [119].

Kao novi pristup rješavanju složenih optimizacijskih problema nameće se definiranje tzv. hibridnog optimizacijskog postupka [9, 124]. Takav pristup vodi korištenju raznih vrsta optimizacijskih algoritama (na istom problemu) u sekvenci koja se definira u ovisnosti o specifičnostima samog problema. Takav pristup osigurava iskorištavanje svih potencijalnih prednosti pojedinog postupka i implementiran je kroz programski sustav za donošenje odluka OCTOPUS [110].

7.2 Identifikacija i definicija problema strukturne optimizacije višepalubnih brodova

O specifičnostima razmatranih konstrukcija višepalubnih brodova dan je pregled kroz prethodna poglavlja, tako da su ovdje istaknute samo one karakteristike vezane uz sam problem strukturne optimizacije i korištenih algoritama. Matematička formulacija projektnog problema naziva se projektni model. Za njegovu formulaciju potrebno je definirati osnovne komponente projektnog problema. Iz formulacije projektnog problema dane u 7.1 uočavamo tri osnovne komponente:

1. Cilj projektnog postupka $\rightarrow \min \mathbf{f}(\mathbf{x})$.
2. Projektne varijable $\rightarrow \mathbf{x}$.
3. Skup ograničenja projektnog problema $\rightarrow \mathbf{g}(\mathbf{x}) \geq 0$.

7.2.1 Definiranje cilja projekta

Cilj projektnog postupka je dobivanje niza optimiziranih strukturnih varijanata uz minimalni utrošak vremena projektiranja. One omogućavaju da se racionalno i pouzdano, u ranoj fazi projekta, dobiju informacije o najboljem projektu, sa stanovišta razmatrane kvalitete. Za realne inženjerske probleme ciljevi projektnog postupka su nelinearne funkcije projektnih varijabli.

Kao projektni atributi za višepalubne brodove mogu se razmatrati sljedeće kvalitete:

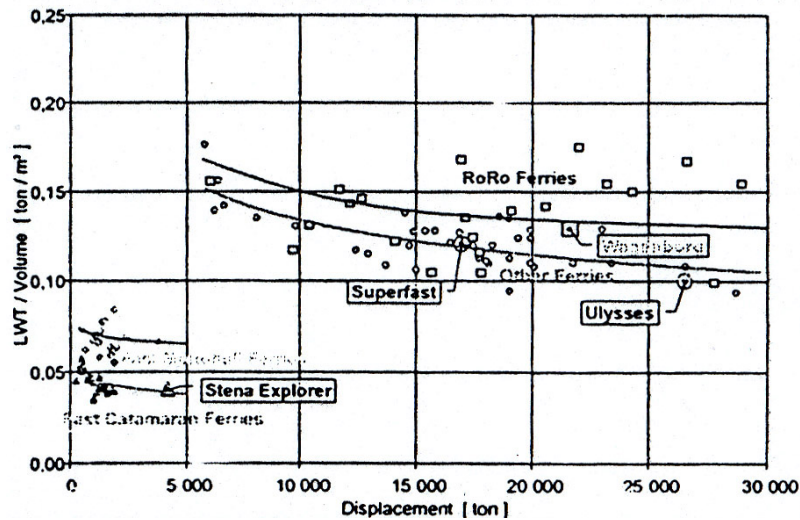
- Ω -1: težina konstrukcije (cilj \rightarrow minimizacija),
- Ω -2: cijena izgradnje (cilj \rightarrow minimizacija),
- Ω -3: granični moment savijanja trupa u pregibu/progibu (cilj \rightarrow maksimizacija),
- Ω -4: mjera sigurnosti na osnovu parametara podobnosti strukturnih elemenata (cilj \rightarrow maksimizacija),
- Ω -5: pozicija centra težišta po visini (cilj \rightarrow minimizacija),

Brodogradilištu je u interesu konstrukcija minimalne cijene izgradnje, dok je brodovlasniku cilj što veća kvaliteta broda te minimalna cijena troškova broda u eksploataciji i održavanju. Projektant nastoji dobiti minimalnu težinu te udovoljiti obvezama definiranim tehničkim opisom (stabilitet, brzina, nepotonivost, volumen,...). Klasifikacijska društva nastoje dobiti što sigurniju i pouzdaniju konstrukciju koja zadovoljava sva pravila i regulative. U brodskim konstrukcijama suočeni smo s činjenicom da je, za danu istisninu, nosivost funkcionalno vezana s težinom konstrukcije. Kod putničkih i Ro-Pax brodova projektni kriteriji, sa stanovišta strukture, za cilj postavljaju u prvom redu reduciranje vlastite težine broda zajedno s održavanjem vibracija unutar dozvoljenog nivoa. Težina konstrukcije ostaje jedan od projektnih atributa, na nivou generalnog projekta broda, koje uz optimizaciju forme i propulzije daju prostora projektantu da postigne ugovorom potpisanu brzinu uz definiranu snagu i zahtijevani stabilitet. Strukturna optimizacija sa stanovišta minimalne težine nameće se kao prioritet za brze brodove kako bi brod ostvario tehničke karakteristike prema ugovoru. Danas se brzine za većinu takvih brodova kreću između 20 i 30 čv, dok je *Froudeov* broj između $F_N = 0.25 \div 0.35$ [3].

7.2.1.1 Opis korištenih ciljeva

Minimalnu težinu konstrukcije, kao cilj, lako je definirati jer je direktno vezana za površinu poprečnog presjeka strukturnih elemenata. Bitno je naglasiti da se tu radi samo o težini idealizirane konstrukcije, ali ona nam je dovoljna za ocjenu kvalitete raznih strukturnih varijanti. Procjena stvarne težine trupa broda, u fazi osnovnog projekta, izvodi se na osnovi težine idealizirane konstrukcije, podataka o sličnim brodovima i raznih iskustvenih i korelacijskih faktora te krivulja za razne tipove brodova. Kod Ro-Pax i putničkih brodova težinu brodske konstrukcije možemo podijeliti na težinu trupa i nadgrađa. Minimizacijom strukturne težine

trupa i nadgrađa smanjuje se otpor broda, dok se minimizacijom težine nadgrađa istovremeno pozitivno djeluje na povećanje stabiliteta. Kao indikator uspješnosti strukturnog projekta sa stajališta minimalne vlastite težine konstrukcije, posebno za brze Ro-Pax trajekte, uvodi se pojam gustoće vlastite težine (eng. *lightweight density*), Slika 7-1, [3].



Slika 7-1 Dijagram efikasnosti vlastite težine konstrukcije raznih Ro-Pax brodova [3]

Minimalna cijena konstrukcije, kao cilj, mnogo je složenija funkcija, i teže se definira. Općenito vrijedi podjela na tri grupe [25]:

- Cijena materijala - C_{MAT}
- Cijena direktnog rada - C_{RD}
- Cijena indirektnog rada - C_{RI}

Postoje razne korelacije koje uspostavljaju odnose između ove tri komponente cijene, a one ovise o vrsti plovila, vrsti tehnologije i načinu proračuna same cijene u svakom brodogradilištu.

Bitno je napomenuti da nije potrebno imati apsolutnu cijenu konstrukcije već samo relativnu radi usporedbe različitih projektnih varijanti. Stoga su za optimizacijski model dovoljne komponente cijene C_{MAT} i C_{RD} . Izrazi za cijenu direktnog rada predstavljaju ujedno i poslovnu tajnu brodogradilišta, tako da je uobičajeno da funkcija cijene bude normalizirana.

U ovom radu korišten je model cijene prema [125], koji je kao podprogram implementiran u sustav OCTOPUS. Model kao osnovu jedinicu uzima cijenu koštanja ukrepljenog panela, C_{panela} :

$$C_{panela} = \sum_i^{NP} (C_B + C_{SP} + C_G + C_F)$$

NP - broj panela u razmatranom dijelu konstrukcije.

C_B – osnovna cijena po panelu koji uključuje fiksne troškove. Ovisi o praksi brodogradilišta i može se vezati za težinu panela (veći paneli → veća cijena). U ovom radu kroz primjer 8.3 on nije razmatran već je fiksiran na nulu zbog nedostupnosti podataka.

C_{SP} – cijena ukrepljenog panela koji obuhvaća limove i ukrepljenje:

$$C_{SP} = L_k \cdot \left[\rho_1 \cdot (B_v \cdot (TPL \cdot 0.25TPL^2) + n_s \cdot (HSW \cdot TSW + BSF \cdot TSF) + \rho_1 \cdot n_s \right]$$

gdje je:

n_s = broj ukrepa, za uzdužno orebereni panel vrijedi $n_s = B_v/s_s - 1$,

L_k = duljina razmatranog dijela konstrukcije,

s_s = razmak između ukrepa

TPL, HSW, TSW, BSF, TSF → vidi oznake na slici 7-6.

B_v = širina voja,

s = razmak okvira.

ρ_1 = koeficijent cijene materijala izražen po jedinici volumena,

ρ_2 = koeficijent cijene zavarivanja izražen po jedinici duljine ukrepe

C_G – cijena jakog uzdužnog nosača (podveze, proveze,...):

$$C_G = \rho_1 \cdot L_k \cdot N_G (HGW \cdot TGW + BGF \cdot TGF)$$

gdje je:

N_G = broj jakih uzdužnih nosača po voju

HGW, TGW, BGF, TGF → vidi oznake na slici 7-6.

C_F – cijena jakog poprečnog nosača (rebro, sponja,...):

$$C_G = \rho_1 \cdot B_v \cdot N_F (HFW \cdot TFW + BFF \cdot TFF)$$

gdje je:

N_F = broj jakih poprečnih nosača po voju → $N_F = L_k/s - 1$

HFW, TFW, BFF, TFF → vidi oznake na slici 7-6.

Za potrebe optimizacije apsolutne vrijednosti koeficijenata ρ_1 i ρ_2 nisu potrebni, već samo njihovi relativni odnosi. Odnosi ρ_1/ρ_2 mogu biti različiti za razne podstrukture (dno, paluba,...). U primjeru iz poglavlja 8.3 korištene je omjer od $\rho_1/\rho_2=20$ za sve podstrukture.

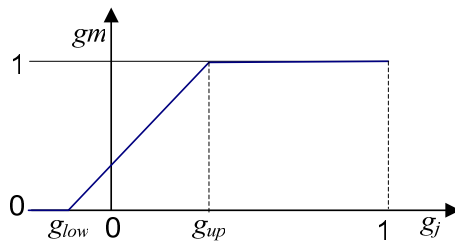
Model cijene kao osnova za optimizaciju na osnovu minimalne troškova proizvodnje (*least production cost*) detaljnije je razradio *Rigo* u [127]. *Rahman* je u [128, 129] također dao jednostavan model za proračun cijene gdje je cijenu koštanja podijelio na devet komponenti.

Maksimalni granični moment savijanja trupa (pregib/progib), nije uključen direktno kao cilj već je promatran kao projektni atribut u višeciljnom problemu. Svi detalji vezani uz sam proračun detaljno su obrađeni u petom poglavlju. Za potrebe optimizacijske procedure koja traži višestruka izvršenja modificirana verzija algoritma opisanog u petom poglavlju implementirana je u projektni sustav OCTOPUS (modul LUSA_1). Iterativna petlja (vidi sliku 5-2) u kojoj se

pomiče pozicija neutralne linije radi zadovoljenja ravnoteže sila u presjeku oduzima glavninu proračunskog vremena te je za potrebu optimizacije tolerancija na neuravnoteženu silu ($\sum F =$ propisana tolerancija) povećana s 300 N na 20 kN. Odstupanje rezultata je unutar 1%, točnosti, a brzina izvršenja 10 puta brža u odnosu na izvornu verziju danu u 5. poglavlju.

Maksimalna sigurnost kao cilj korištena je u višeciljnim problemima na način da je definirana jednostavna mjera (GM) kojom je moguće odrediti relativne odnose između sigurnosti određenih projekata.

Stupanj prihvatljivosti gm definiran je za svako ograničenje odziva, prema donjoj skici.



Ideja je da se u mjeru uključe samo ona ograničenja odziva (vidi 7.2.1.3) koja značajnije djeluju na sigurnost voja i presjeka, odnosno imaju vrijednost manju od definiranog g_{up} . Sva ograničenja g_j koja imaju vrijednost veću od definiranog g_{up} dobivaju vrijednost stupnja prihvatljivosti $gm = 1$. Isto tako ograničenja koja imaju vrijednost manju od definiranog g_{low} dobivaju vrijednost stupnja prihvatljivosti $gm = 0$. Ograničenja u intervalu između g_{low} i g_{up} poprimaju vrijednost:

$$gm_j = \frac{g_j - g_{low}}{g_{up} - g_{low}}$$

Nakon izračunatog stupnja zadovoljstva gm_j za svako ograničenje j mjera sigurnosti GM^{voj} za voj i može se izračunati kao:

$$GM^{voj} = \frac{\sum_{j=1}^{nogr} gm_j}{nogr}$$

mjera sigurnosti GM^{CS} za cijeli poprečni presjek:

$$GM^{CS} = \frac{\sum_{i=1}^{mvoj} GM^i}{mvoj}$$

Mjere sigurnosti GM korištene u sustavu OCTOPUS imali su sljedeće parametre:

Mjera	g_{low}	g_{up}	uzeti faktori podobnosti
GM_1	-0.1	0.15	svi
GM_2	0.0	0.4	svi
GM_L	0.0	0.4	uzdužni

Minimalna pozicija centra težišta konstrukcije po visini, kao cilj lako se definira jer direktno ovisi o poziciji površina strukturnih elemenata unutar poprečnog presjeka.

7.2.1.2 Pristup rješavanju višeatributnog problema

Projektne atributi definirani su u prethodnom poglavlju 7.2.1.1. Višeatributni (višeciljni) problem možemo obraditi na nekoliko načina.

Označimo s $E(S)$ skup svih efikasnih rješenja te pretpostavimo da svaki od k problema minimizacije ima optimalno rješenje. Ako je $E(S)$ skup koji sadrži samo jedno rješenje, onda je takvo rješenje optimalno. U slučaju da koristimo optimizacijski algoritam koji ne generira *Pareto* frontu, jedno efikasno rješenje možemo odrediti pomoću ekvivalentnog problema koji umjesto k funkcija cilja U_k ima jednu višekriterijalnu funkciju cilja u_w . Takav princip prisutan je kod metoda matematskog programiranja, npr.:

$$u_w(\mathbf{x}) = w_1 U_1(\mathbf{x}) + w_2 U_2(\mathbf{x}) + \dots + w_k U_k(\mathbf{x})$$

gdje su w_1, w_2, \dots, w_k pozitivni brojevi ($w_i > 0, i = 1, \dots, k$)

Obično se brojevi w_i normiraju, tj. stavlja se uvjet da je :

$$\sum_{i=1}^k w_i = 1$$

Budući da za razne izbore parametra $w_i, i = 1, \dots, k$ dobivamo različita efikasna rješenja, skup svih efikasnih rješenja $E(S)$ dobivamo rješavanjem parametarskog problema (problema s k parametara $w_i, i = 1, \dots, k$ u funkciji cilja):

$$\min \sum_{i=1}^k w_i u_i(x)$$

Vidimo da se pomoću normiranog koeficijenta w_i zapravo određuju važnosti pojedinih funkcija cilja u_i (težina, cijena, sigurnost,...) unutar globalne funkcije cilja. Ovakva metoda često se naziva *metoda ponderiranih ciljeva*, a w_i se nazivaju težinski faktori (veća vrijednost pojedinog w_i znači zapravo veću važnost cilja kojem je ona pridružena).

Kod višeciljnog projektiranja ne možemo govoriti o optimalnom rješenju, već o efikasnom odnosno zadovoljavajućem rješenju s obzirom da se obično ne radi o minimumu ni jedne od funkcija cilja već efikasnom kompromisu između njih. U tom slučaju princip *Pareto* fronte i nedominiranih rješenja postaje nezaobilazan u objektivnoj evaluaciji podobnih rješenja.

Rješenje kod kojeg su sva projektne svojstva simultano dosegla svoj optimum vrlo se rijetko može postići u višeatributnim problemima. *Idealno rješenje* ("utopija") je u pravilu nedosezivo i predstavljeno je točkom u kojoj su dosegnuti ciljani ekstremi (bilo maksimumi ili minimumi) svih kriterija. *Uspješna rješenja* su ona koja su nedominirana, odnosno bolja od bilo kojeg drugog ostvarivog rješenja prema bar jednom kriteriju. Njihovo je osnovno svojstvo da ne postoji nijedno drugo rješenje u kojem poboljšanje jednog kriterija neće uzrokovati pogoršanje barem jednog od preostalih. *Zadovoljavajuća rješenja* su sva ona koja ispunjavaju osnovne

projektne zahtjeve. Preferiranim rješenjem nazivamo ono koje najbolje ispunjava projektantove subjektivne prioritete i odabrano je između uspješnih ili zadovoljavajućih rješenja.

Zadavanje preferencija unutar projektnog prostora se dijeli na dva segmenta: određivanje preferencija među pojedinim zavisnim projektnim svojstvima (atributima) čime definiramo međusobni odnos "značaja" pojedinog para atributa i određivanje preferencija unutar svakog zavisnog projektnog svojstva.

Određivanje preferencija među pojedinim atributima

Relativni odnos značaja pojedinih atributa je pitanje subjektivne procjene projektanta. U ovom je radu korištena *Saatyeva* metoda [129] koja se zasniva na određivanju međusobnog odnosa značaja dvaju atributa pomoću pondera (vrijednosti od 1 do 9). Međusobni odnosi među svim atributima su definirani matricom subjektivnih relativnih preferencija. Matrica je rezultat međusobne usporedbe pripadnih preferencija svakog pojedinog para atributa.

$$\mathbf{P} = [p_{ij}]$$

gdje je: $p_{ij} = p_i/p_j$ značaj atributa za par atributa a_i i a_j te vrijedi relacija $p_{ji} = p_{ij}^{-1}$.

gdje je $i, j = 1, \dots, NA$ (broj atributa)

Sljedećom tablicom su kratko opisani mogući međusobni odnosi među pojedinim atributima.

p_{ij} ($j > i$) (ako je a_i preferiran)	Opis međusobnog odnosa atributa a_i i a_j	p_{ij} ($j > i$) (ako je a_i preferiran)
1	podjednako značajni	1
3	diskretno preferiran	1/3
5	jako preferiran	1/5
7	izrazito preferiran	1/7
9	potpuno preferiran	1/9

Relativni značaj pojedinog atributa je izražen pripadnim težinskim faktorom. Vektor značaja atributa je definiran kao:

$$\mathbf{p} = \{p_i\}$$

U slučaju kad je matrica subjektivnih relativnih preferencija konzistentno definirana, vrijedi sljedeća jednakost:

$$\mathbf{P} \cdot \mathbf{p} = NA \cdot \mathbf{p}$$

Često nije moguće, pogotovo kod većeg broja atributa, potpuno konzistentno definirati sve međusobne odnose među atributima, odnosno postići potpunu konzistentnost matrice \mathbf{P} . U tom slučaju koristi se normalizirani vlastiti vektor koji odgovara najvećoj vlastitoj vrijednosti λ_{\max} sljedećeg problema vlastite vrijednosti:

$$(\mathbf{P} - \lambda \mathbf{I}) \mathbf{p} = 0$$

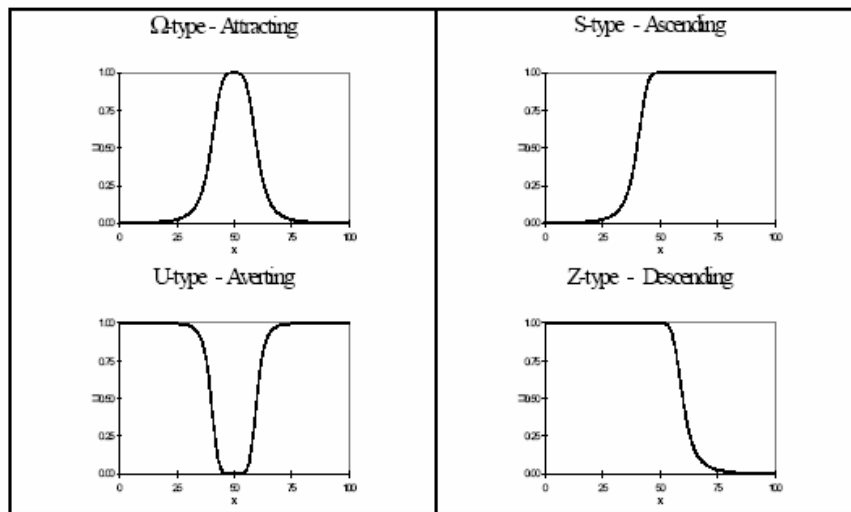
gdje su: λ_i - vlastite vrijednosti problema ($i = 1, \dots, NA$), \mathbf{I} - jedinična matrica

Stupanj konzistentnosti se određuje sljedećim kriterijem:

$$C = (\lambda_{\max} - NA) / (NA - 1), \quad \text{s preporukom da bude } < 0.1$$

Određivanje preferencija unutar pojedinog atributa

Određivanje preferencija unutar svakog zavisnog projektnog svojstva se može izvršiti različitim metodama. Primijenjena neizrazitih funkcija (*fuzzy functions*) uobičajeni je postupak. Svakom projektnom svojstvu je pridružena vlastita neizrazita funkcija kojom je definirano područje u kojem još možemo tolerirati "podbačaj" ili "prebačaj" i postignutu subjektivnu mjeru zadovoljenja (*membership grade*) u ispunjavanju ciljanog iznosa pojedinog svojstva. U postupku optimiranja oblik i granice neizrazite funkcije ovise isključivo o projektantovoj procjeni. Moguća je primjena raznih oblika neizrazitih funkcija: "U" oblika (kad izbjegavamo pojedino područje), "S" oblika (kad gornja granica nije zadana) i "Z" oblika (kad nije zadana donja granica), Slika 7-2.



Slika 7-2 "U", "S" i "Z" oblik neizrazitih funkcija [130]

7.2.2 Definiranje projektnih varijabli

Definiranje varijabli kod projektiranja konstrukcija implicira definiranje projektnog prostora u kojem pomičemo naš model, dok varijable definiraju koordinate u tom prostoru. Primjećujemo stoga da dimenzija prostora ovisi o broju varijabli te nam je cilj minimizirati taj broj odabirom samo onih koje imaju dominantni utjecaj na cilj projekta. Višestruka sistematizacija projektnih varijabli ovisno o njihovim karakteristikama iznesena je u [25].

- Topološke varijable** definiraju formu strukture (pozicija i broj pregrada, paluba, visina dvodna, sustav upora,..) tj. raspodjelu globalnih strukturnih elemenata → u ovom radu topološke varijable detaljno su obrađene u 6. poglavlju i kroz primjer u poglavlju 8.2.
- Pozicijske varijable** definiraju zone upotrebe neke varijable, npr. materijala i načelno ih se može tretirati kao specifičnu topološku varijablu.

- c) **Geometrijske i varijable izmjera** definiraju broj elemenata (npr. broj ukrepa) i dimenzije strukturnih elemenata (debljina lima, dimenzije ukrepa) za prethodno definiranu geometriju.
- d) **Funkcionalne varijable** dobivaju se kroz funkcionalnu vezu više ostalih varijabli izmjera (u tu grupu spadaju: moment inercije poprečnog presjeka, moment otpora dna/palube, itd).

Metodologija topološkog istraživanja prostora kojom se definiraju topološke varijable/parametri provodi se kao predkorak za provođenje strukturne optimizacije gdje su najčešće projektne varijable geometrijske varijable i varijable izmjera, kojima se dobro opisuju projektni problem za definiranu topologiju.

Varijable, kao i tip optimizacije, možemo podijeliti na *globalne* i *lokalne*. Globalne varijable uglavnom su predstavljene kao površine vojeva i pod utjecajem su globalnih kriterija (topologije, momenta inercije poprečnog presjeka, momenta otpora dna ili palube), dok su lokalne predstavljene kao dimenzije strukturnih elemenata. Globalni problem detaljno je prikazan kroz razvijeni optimizacijski postupak u 7.3.2, postupak za lokalnu optimizaciju dan je u 7.3.3, dok je modul za koordinaciju globalnog i lokalnog problema prikazan u 7.3.4.

Varijable po tipu također možemo podijeliti na *kontinuirane* i *diskretne*. Ovisno o metodi optimizacije, rješenje su realne ili cjelobrojne vrijednosti projektnih varijabli. Spomenimo da metoda sekvencijalnog linearnog programiranja (SLP) kojom najčešće rješavamo globalni optimizacijski problem (moment otpora, površina presjeka,..), radi s kontinuiranim varijablama, dok simulacijske metode (adaptivno generiranje pomoću slučajnih brojeva, teorija eksperimenata) i genetički algoritmi (*GAs*) kojim najčešće rješavamo lokalne probleme (dimenzije, broj ukrepa panela, tip ukrepe,..) radi s diskretnim varijablama, što dodatno ubrzava proces odlučivanja. Uzevši u obzir praksu brodogradilišta jasno je da su dimenzije limova i profila diskretne (cjelobrojne) varijable, stoga je kontinuirane varijable potrebno u posljednjem ciklusu zaokružiti na standardnu (cjelobrojnu) vrijednost te taj ciklus obično nazivamo standardizacija. Ovaj problem karakterističan je kod gradijentnih metoda, dok se kod genetičkih algoritama koriste standardizirane varijable pa taj korak otpada. U problemu projektiranja konstrukcija često je logično povezati, tj. staviti u prikladni odnos varijable dvaju susjednih panela kako ne bi došlo do skokovitih promjena strukture koja kvare njen kontinuitet, a tehnološki i ekonomski su neopravdane.

Razmatrane konstrukcije karakteriziraju mnogostruke palube velikih površina iste lokalne topologije (razmak okvir, broj ukrepa) i opterećene istim/sličnim lokalnim opterećenjem. U želji da se postigne kontinuirana "svijetla visina" duž cijele palube, sponje i podveze nastoje se projektirati iste visine. To veže i dodatna razmatranja na topološkom nivou u svezi uniformnog razmaka upora/pregrada po širini presjeka vezano za sponje i rasporeda upora po dužini vezano

za podveze. Paneli posebno gornjih paluba također su često jednake debljine lima i dimenzija uzdužnjaka. Sve to otvara mogućnost značajne redukcije problema i drastičnog smanjenja broja strukturnih varijabli, što je posebno izraženo kod strukturnih varijanti koje karakterizira uniformnost primarnih napreznja po visini paluba nadgrađa (slika 8-12, *koncept-2*).

Broj strukturnih varijabli (nv) može utjecati i na odabir optimizacijskog algoritma te različiti pristup optimizacijskom problemu. Za razliku od genetičkih algoritama (*GAs*) i linearnog programiranja koji teoretski nemaju ograničenja na broj varijabli, evaluacijske strategije na osnovi frakcioniranih pokusa (FFE) koriste ortogonalna polja te broj varijabli koji se odjednom može tretirati ovisi o broju varijabli u odabranom ortogonalnom polju (OA). Općenito, možemo izvršiti sljedeću praktičnu podjelu u korištenju frakcioniranih pokusa (FFE) kao optimizacijskog algoritama ovisno o broju varijabli:

- $nv < 40$ → moguće je odjednom definirati cijeli problem korištenjem ortogonalnog polja L81 kojim se može definirati 40 varijabli na 3 nivoa. U tom slučaju možemo rješavati odjednom cijeli presjek sa svim varijablama.
- $nv > 40$ → potrebno je problem dekomponirati na globalni i lokalni te izvršiti koordinaciju problema. Globalni problem rješavamo korištenjem SLP, gdje su varijable površine vojeva (7.3.2), dok lokalni problem rješavamo na razini ukrepljenog panela korištenjem FFE i L27 ortogonalnog polja kojim se može definirati 13 varijabli na 3 nivoa (7.3.3).

Detaljna specifikacija projektnih varijabli na razini ukrepljenog panela dana je u poglavlju 7.3.3.

Redukcija broja varijabli dimenzija $\mathbf{x}^s = \{x_i\}^s = \{\text{TPL, HSW, TSW, ...}\}^s$ moguća je na način:

- Uzdužnjaci → za standardizirane profile (HP, bulb,..) moguće je definirati kataloški broj kojim su definirane sve geometrijske karakteristike. Redukcija s četiri na jednu varijablu.
- Jaki uzdužni i poprečni nosači → za T-profile moguće je za željeni moment otpora i definirani odnos između visine i debljine struka dobiti ostale *efikasne* karakteristike profila minimalne površine. Takav algoritam dao je *Uršić* u [22].

Složeni problem optimizacije uzdužne i poprečne strukture Ro-Ro broda dan je u [131] gdje su identificirane 264 projektne varijable. Optimizirane su varijable strukturnih dimenzija za fiksiranu topologiju upotrebom parcijalnog 3D MKE modela oko glavnog rebra i sekvencijalnog linearnog programiranja s ciljem minimalne težine. Provedena je parametarska studija s obzirom na razmak okvirnih rebara. Sličan problem optimizacije uzdužne i poprečne strukture dan je na primjeru velikog putničkog trajekta u [57], gdje je identificirano 492 projektne varijable na razini strukturnih dimenzija.

7.2.3 Definiranje projektnih ograničenja

Jedna od osnovnih karakteristika automatiziranog projektiranja jest matematička formulacija projektnih kriterija u formi projektnih ograničenja. Ograničenja omeđuju dio projektnog prostora u kojemu se nalaze podobni projekti, tj. kombinacije strukturnih varijabli koje zadovoljavaju sva ograničenja. *Gallagher* [70] definira ograničenja kao restrikcije koje moraju biti zadovoljene da bi projekt bio prihvatljiv, pa ta postavka vrijedi za sve vrste optimizacijskih problema. Matematički model strukturne podobnosti konstrukcije može se izgraditi na osnovi raznih, već verificiranih, projektnih ograničenja:

Projektna ograničenja od kojih gradimo matematički model podobnosti možemo podijeliti na:

a) Tehnološko/proizvodna ograničenja - ograničenja proporcionalnosti

Ova ograničenja propisuju odnose između projektnih varijabli (npr. kod T-profila odnos visine i debljine struka, itd). Ona se koriste u svrhu postizavanja izbalansiranog, tehnički i tehnološki izvedivog projekta. To su ograničenja koja su proizašla iz prakse brodogradilišta (standardizacija limova i profila, prikladni odnosi dimenzija T-profila,...).

b) Geometrijska ograničenja – min-max ograničenja

Ta ograničenja određuju minimalne i maksimalne dozvoljene vrijednosti projektnih varijabli koje zadajemo u ovisnosti o konkretnom problemu te provedenoj linearizaciji nelinearnih ograničenja. Minimalne dimenzije često proizlaze kao zahtjev Pravila klasifikacijskog društva, dok su maksimalne posljedica tehnoloških ograničenja (npr. maksimalna debljina obradbe na strojevima, zavarivanje,...). Veličinom min-max dozvoljenih promjena projektnih varijabli dodatno ograničavamo projektni prostor kako bi dobili i tehnološki izvediv projekt.

c) Ograničenja odziva - strukturna ograničenja

To su u pravilu najkompliciranija ograničenja koja ulaze u model i dijelimo ih na [73]:

- *Ograničenja protiv oštećenja funkcije* - stanje granične uporabljivosti

Primjeri nepodobnosti su pretjerane trajne deformacije koje su izazvane lokalnim popuštanjem, izvijanjem ili inicijalnim pukotinama uslijed zamora. Struktura je još uvijek u stanju da podnosi projektna opterećenja, ali oštećenje ima negativni efekt na karakteristike u službi i može voditi smanjenju nivoa pouzdanosti strukture.

- *Ograničenja na bazi granične čvrstoće* - granično nosivo stanje.

Granično nosivo stanje ili kolaps (urušavanje) predstavlja oštećenje takvih razmjera da predstavlja ozbiljan rizik za sigurnost broda i izaziva potpuni gubitak osnovne funkcije. Kolaps može biti postepen, kao u slučaju širenja pukotina uslijed zamora materijala ili zone plastičnosti i nagao u slučaju općeg izvijanja.

U ovom radu korištena je biblioteka ograničenja definirana u projektnom sustavu OCTOPUS [110]. Biblioteku ograničenja čini matematička formulacija projektnih kriterija u formi projektnih ograničenja kao funkcije projektnih varijabli. Izlazne rezultate BIBLIOTEKE OGRANIČENJA predstavljaju, za pojedine kriterije ograničenja, vrijednosti za IZDRŽLJIVOST - C (*Capability*), ZAHTJEV - D (*Demand*) i PARAMETAR PODOBNOSTI - g (*adequacy parameter*). Odnos gore navedenih vrijednosti prikazan je u normaliziranom obliku, izrazom:

$$g = \frac{C - \gamma D}{C + \gamma D}, \quad \text{gdje je } \gamma\text{-faktor sigurnosti}$$

a kod kriterija ograničenja koji koriste interakcijski izraz, odnos je prikazan izrazom:

$$g = \frac{1 - D}{1 + D},$$

Parametar podobnosti g je rangiran između vrijednosti od +1 do -1. Granični slučajevi su:

$$g \rightarrow 1 \quad \text{ako } D \rightarrow 0 \quad ; \quad g \rightarrow -1 \quad \text{ako } C \rightarrow 0$$

Sigurnost elemenata strukture je zadovoljena ako se vrijednosti parametra podobnosti nalaze između 0 i 1 ($g \geq 0$). Rizik oštećenja elemenata strukture proizlazi iz različitih nepravilnosti koje uključuju: nepravilnost opterećenja i utjecaja opterećenja na strukturu, granične vrijednosti utjecaja opterećenja, nepravilnost u kvaliteti i izradbi materijala, itd.

Formule su primjenjive za dimenzije ukrepljenih panela tipičnih za brodske konstrukcije. Prilikom provjere promatraju se dva skupa kriterija podobnosti, stanje granične uporabljivosti i granično nosivo stanje. Provjeravaju se sljedeći elementi strukture:

- oplata (ploča) između ukrepa panela,
- ukrepa i poprečni nosač sa sunosivom širinom,
- uzdužno ukrepljeni panel.

Problem strukturne nestabilnosti promatra se sa stanovišta elastičnog i plastičnog izvijanja i granične čvrstoće. Projektni slučajevi opterećenja su:

- jednoosno i dvoosno tlačno naprezanje,
- smično naprezanje,
- jednoliki pritisak,
- kombinacija ovih opterećenja (jednoosno tlačno naprezanje i jednoliki pritisak, dvoosno tlačno naprezanje i jednoliki pritisak, dvoosno tlačno i smično naprezanje).

U nastavku je dan popis ograničenja (36 kriterija) koji su ugrađeni u biblioteku projektnog sustava OCTOPUS (modul EPAN), a definirani na temelju formula i objašnjenja navedenih u [110]. Pored kriterija koji su proizašli iz pravila Hrvatskog registra brodova stoji oznaka CRS te su oni detaljno opisani u [11].

Br.	KRITERIJ	OPIS KRITERIJA OGRANIČENJA
1	PCMY	Panel Collapse Membrane Yield (Von Mises) (CRS)
2	PCLB	Panel Collapse Local Buckling (CRS 4.6.2.1.1)
3	PCES	Panel Collapse Edge Shear (CRS 4.6.2.1.2)
4	S-UCS	Serviceability Limit State, <u>U</u> ni <u>a</u> xial <u>C</u> ompressive <u>S</u> tress
5	U-UCS	Ultimate Limit State, <u>U</u> ni <u>a</u> xial <u>C</u> ompressive <u>S</u> tress
6	S-ES	Serviceability Limit State, <u>E</u> dge <u>S</u> hear
7	U-ES	Ultimate Limit State, <u>E</u> dge <u>S</u> hear
8	S-ULL	Serviceability Limit State, <u>U</u> niform <u>L</u> ateral <u>L</u> oad
9	U-ULL	Ultimate Limit State, <u>U</u> niform <u>L</u> ateral <u>L</u> oad
10	S-BCES	Serviceability Limit State, <u>B</u> iaxial <u>C</u> ompressive <u>E</u> dge <u>S</u> tress
11	U-BCES	Ultimate Limit State, <u>B</u> iaxial <u>C</u> ompressive <u>E</u> dge <u>S</u> tress
12	S-BCAES	Serviceability Limit State, <u>B</u> iaxial <u>C</u> ompression <u>A</u> nd <u>E</u> dge <u>S</u> hear
13	U-BCAES	Ultimate Limit State, <u>B</u> iaxial <u>C</u> ompression <u>A</u> nd <u>E</u> dge <u>S</u> hear
14	PCAPS	Panel Collapse Arched Plate, SIGMAX (SIGMAY) (CRS)
15	PCAPT	Panel Collapse Arched Plate, Edge Shear (CRS)
16	PYLS	Panel Yield Longitudinal Strength (CRS 4.3.2)

Tablica 7-1a Popis biblioteke kriterija ograničenja - oplata između ukrepa

Br.	KRITERIJ	OPIS KRITERIJA OGRANIČENJA
1	SYCF	Stiffener Yield Compression Flange (CRS 8.1.2.1.4)
2	SYTF	Stiffener Yield Tension Flange (CRS 8.1.2.1.4)
3	SYCP	Stiffener Yield Compression Plate (CRS 8.1.2.1.4)
4	SYTP	Stiffener Yield Tension Plate (CRS 8.1.2.1.4)
5	SLBSCW	Stiffener Local Buckling Shear (Compression Web) (CRS 4.6.2.2.1)
6	STBCL	Stiffener Buckling (CRS 4.6.2.2.1)
7	U CB	Ultimate Limit State, Column Buckling
8	U BCB	Ultimate Limit State, Beam Column Buckling
9	U TFB	Ultimate Limit State, Torsional/Flexural Buckling
10	M PB	Maximum Line Load, Plastic Bending
11	STFL	Stiffener Flange Dimensions And Critical Compressive Stress
12	STWB	Stiffener Web Dimensions And Critical Compressive Stress

Tablica 7-1b Popis kriterija biblioteke ograničenja - ukrepa sa sunosivom širinom

Br.	KRITERIJ	OPIS KRITERIJA OGRANIČENJA
1	FYCF	Frame Yield Compression Flange (CRS 8.1.2.1.4)
2	FYTF	Frame Yield Tension Flange (CRS 8.1.2.1.4)
3	FYCP	Frame Yield Compression Plate (CRS 8.1.2.1.4)
4	FYTP	Frame Yield Tension Plate (CRS 8.1.2.1.4)
5	FYSW	Frame Yield Shear Web (CRS 8.1.2.1.4)

Tablica 7-1c Popis kriterija biblioteke ograničenja – jaki nosači

Br.	KRITERIJ	OPIS KRITERIJA OGRANIČENJA
1	S UCLLS	Serviceability Limit State, Uniaxial Compressive Load
2	S BCILLS	Serviceability Limit State, Biaxial Compressive And Shear Load
3	U CBILLS	Serviceability Limit State, Combined Biaxial Load And Lateral Load

Tablica 7-1d Popis kriterija biblioteke ograničenja - uzdužno ukrepljeni panel

7.3 Algoritmi za rješavanje problema - moduli programa OCTOPUS DESIGNER

7.3.1 Osnove projektnog sustava za donošenje odluka OCTOPUS [110]

Skup modula sustava OCTOPUS prikazan je kroz Tablicu 7-2. Sustav je načelno podijeljen u dvije vrste modula: moduli za analizu (*OCTOPUS ANALIZATOR*) i moduli za sintezu (*OCTOPUS DESIGNER*).

Moduli za analizu podijeljeni su u šest temeljnih projektnih sustava (*OCTOPUS ANALIZATOR*):

- FIZIKALNI (Φ) - definiranje modela brodske konstrukcije (orebreni paneli, jaki nosači, itd),
- OKOLIŠ (ϵ) - definiranje projektnih slučajeva opterećenja (stanja krcanja, tlakovi, ubrzanja),
- ODZIV (ρ) - proračun pomaka i naprezanja u konstrukciji,
- PODOBNOST (α) - provjera kriterija sigurnosti (plastičnost, izvijanje, granična nosivost),
- POUZDANOST (π) – vjerojatnost oštećenja ili kolapsa (za sada nije dio projekta),
- PRORAČUN MJERA KVALITETE PROJEKTA (Ω) – cijena, težina, mjera sigurnosti.

Moduli za sintezu podijeljeni su u tri grupe modula (*OCTOPUS DESIGNER*):

- MODULI ZA DEFINICIJU PROBLEMA (Δ) - varijable, parametri, ciljevi, ograničenja,
- MODULI ZA RJEŠAVANJE PROBLEMA (Σ) – optimizacijski rješavači (SLP, MOGA, FFE),
- MODULI ZA GRAFIČKU PREZENTACIJU RJEŠENJA (Γ_1) i INTERAKTIVNI MODULI (Γ_2).

Pomoću fleksibilne projektne ljuske svi moduli mogu se jednostavno uključiti u definiciju projektnog problema i vezati na razne optimizacijske module te na taj način kreirati višekriterijalnu višestupanjsku projektnu proceduru. Formiranje sekvence rješavanja problema omogućava fleksibilnu kontrolu izvršavanja analitičkih ili optimizacijskih modula tijekom procesa projektiranja u hijerarhijski strukturiranom sustavu. Specifičnost sustava su interaktivni i grafički moduli jer je alat građen u formi sustava za podršku u odlučivanju (eng. *Decision support problem*). Opis i korištenje svih modula mogu se pronaći u [110]. U nastavku je ukratko predstavljena osnovna logika rada programskog sustava *OCTOPUS DESIGNER*, dok je opis pojedinih optimizacijskih algoritama dan kroz posebna podpoglavlja. U okviru ovog rada doručeni su i implementirani sljedeći moduli u sustav OCTOPUS (označeni s * u tablici 7-2):

- LUSA_1 - modul za proračun granične čvrstoće trupa višepalubnih brodova prema modificiranoj *Smithovoj* metodi → poglavlje 5;
- CALMOP - modul za globalnu redistribuciju uzdužno efikasnog materijala po poprečnom presjeku višepalubnih brodova korištenjem sekvencijalnog linearnog programiranja (SLP) → poglavlje 7.3.2;
- GAZ -modul za koordinaciju globalnog i lokalnog problema → poglavlje 7.3.4

ANALYSIS MODELS	OCTOPUS ANALYZER MODULES	DESCRIPTION OF DESIGN ANALYSIS
Physical (Φ)	FEM STRUCTURAL MODELER MIND – generator of minimal dimensions	MAESTRO MODELER used to define 2,5D FEM model with different cross-sections (web-frame, bulkhead). Minimal dimensions definition from Class. Society Rules.
Environment (ϵ)	OCTLOAD - load model	Class. Society Loads (e.g. IACS -JTR) are generated automatically. Designer given loads from seakeeping analysis (3D Hydro model) are optional input.
Response (ρ -1)	LTOR- primary strength fields (warping displac.; normal/shear stresses)	Extended beam theory (cross section warping fields via FEM in vertical / horizontal bending and warping torsion)
Response (ρ -2)	TOKV -secondary strength fields: transverse and lateral displacements, stresses	FEM analysis of web-frame and bulkhead (beam element with rigid ends; stiffened shell 8-node macro-element)
Adequacy / feasibility (α -1)	EPAN – library of stiffened panel and girder ultimate strength & serviceability criteria. (FATCS – Rules fatigue calculation-Level 1)	Calculation of macroelement feasibility based on superposition of response fields ρ -1, ρ -2 (FEM); ρ -3 (analytical) and using the library of analytical safety criteria.
Adequacy (α -2)	LUSA – Ultimate hull girder longitudinal strength module LUSA_1* – Ultimate hull girder longitudinal strength module	Incremental hull girder ultimate strength analysis using Adamchak procedures. Incremental hull girder ultimate strength analysis using modified Smith procedures.
Reliability (π)	US-3 reliability calculation of element and system failure probability (level 1-3, mechan.) SENCOR – sensitivity to corr. of input var.	FORM approach to panel reliability. β -unzipping method used to determine system probability of failure. Sensitivity calculation based on Nataf model.
Quality (Ω)	WST / INC - cost/weight modules DCLV - ultimate vertical bending moment DCLT- ultimate racking load SSR / SCR - reliability measures ICM / TSN - robustness measures	Min. struct. weight =max. DWT increase; Min. initial cost Calculations using LUSA and SORM Deterministic calculation using US-3 Upp. Ditlevsen bound of panel failure/ racking failure prob. Information context measure / Taguchi S/N ratio via FFE.
SYNTHESIS MODELS	OCTOPUS DESIGNER MODULES	DESIGN PROCESS SEQUENCING
Problem definition (Δ)	C# shell: SYNCHRO – decision support problem definition, selection of analysis and synthesis methods. Auxiliary modules: CAPLAN – control of Pareto surface generation LINC – definition of feasible subspace based on subset of linear/linearized constraints	Problem definition: Objectives: Minimal weight; Minimal cost; Maximal safety measures, etc. from (Ω) Variables - subset of problem descriptors in (Φ, ϵ) Constraints - minimal dimensions (Φ_{min}) Library of criteria from (α -12) Selection of analysis methods and corresponding data: Load, response, probabilistic data for (ϵ), (ρ -123) and (π)
Problem solution (Σ)	DeMak optimization solvers: MONTE – multilevel multi criteria evolution strategy FFE – Panel Fractional Factorial Experiments CALMOP* - SLP cross section optimizer MOGA - Multi objective GA GAZ* - Coordination module DOMINO – Pareto frontier filter MINIS – subspace size controller HYBRID – combination solver-sequencer	Decision making procedure using Hybrid sequencer for concept / preliminary design: a) Global MODM optimization : CALMOP and FFE b) Local MADM optimization: FFE c) Coordination module
Problem graphics and interactivity (Γ)	MAESTRO Graphic Environment De View C# Environment Design selection modules in metric space: GOAL- interactive goal input SAATY - inter-attribute preferences FUZZY - intra-attribute preferences COREL - statistical analysis of results	Presentation of Φ, ϵ, ρ -123, α -12 and π results Presentation of Pareto designs in design space (Φ) and attribute space (Ω) in 6D graphic. Definition of attribute aspiration values Definition of preference matrix eigenvectors/attribute weights via Saaty's method. Definition of designers subjectivity via fuzzy functions

Tablica 7-2 Moduli sustava OCTOPUS - analitički, sintetski, interaktivni/grafički moduli [110]

Σ - moduli OCTOPUS DESIGNER-a (eng. *Decision Maker-DeMak* + model inženjerskog sustava) služe za rješavanje optimizacijskog zadatka unutar procedure projektiranja s računalnom podrškom. Sustav je namijenjen rješavanju problema višekriterijalne optimizacije konstrukcije s mnogobrojnim projektним varijablama (do šesto), ciljevima (dvadesetak) te ograničenjima (deseci tisuća). Sama izvedba može se podijeliti na dvije osnovne faze:

1. Generiranje nedominiranih projekata (*Pareto* fronta) kao projektantu jedino relevantnih projekata od svih podobnih projektних rješenja. Svaki od tih projekata je u barem jednom projektном cilju bolji od svakog od ostalih podobnih projekata.

2. Vizualizacija i selekcija preferiranih projekata iz skupa nedominiranih projekata. Preferirani projekti uključuju projektantove subjektivne preferencije odnosno njegove subjektivne mjere kvalitete projekta izražene putem prikladnih meta i normi (npr. ponderirane udaljenosti razmatranog projekta od mete putem L_p metrike).

OCTOPUS DESIGNER omogućava korištenje nekoliko razvijenih optimizacijskih algoritama zasnovanih na:

- Evolucijskim Strategijama (ES) koje koriste frakcionirane eksperimente (FFE), *Monte Carlo* (MC) simulacije i odzivne plohe,
- Sekvencijalnom Linearnom Programiranju za nelinearne strukturne probleme (SLP),
- Višeciljnim Genetičkim Algoritmima (MOGA).

Analitički blok inženjerskog sustava unutar optimizatora je projektни model brodske konstrukcije. Proračunski blok može biti *OCTOPUS ANALIZATOR* ili MAESTRO. Slaganjem optimizacijskih podproblema u sekvencu omogućava se rad s tzv. hibridnim optimizacijskim postupkom koji kombinira sekvencijalni rad dva ili više optimizacijskih algoritama.

Δ - moduli OCTOPUS DESIGNER-a za definiranje projektnog zadatka

OCTOPUS DESIGNER okoliš za potporu pri projektiranju namijenjen je potpori u donošenju odluka odnosno rješavanju *DeMak Problema* [124]. Jedan *DeMak Problem* obuhvaća sve poslove koje projektant treba obaviti tijekom projektiranja određenog inženjerskog sustava, što je u ovom slučaju model za konceptualno projektiranje brodske konstrukcije. *DeMak* okoliš za potporu projektiranju razvijen je unutar Visual Studio.NET 2005 u C# jeziku. Dijelovi programskog koda čiji je razvoj započeo u FORTRAN-u zapakirani su u COM Server komponente te je na taj način omogućeno njihovo korištenje unutar *DeMaka*. Okoliš je razvijen tako da omogući jednostavnu integraciju novih optimizacijskih algoritama i analitičkih modela.

7.3.2 Globalna redistribucija uzdužno efikasnog materijala po poprečnom presjeku korištenjem sekvencijalnog linearnog programiranja (SLP) - modul CALMOP

Kroz ovo poglavlje teoretski je razrađen postupak za optimalnu preraspodjelu uzdužnog materijala broskog trupa s obzirom na globalna (primarna čvrstoća broda) i lokalna ograničenja (izvijanje ukrepljenog panela) kao proširenje teorije dane u [25], [73] i [76]. Iz pregleda literature vidljivo je da upravo optimizacija uzdužnog materijala glavnog rebra problem koji su brojni autori najčešće rješavali, pošto su tu uštede materijala najveće. Ovim radom dodatno je proširena globalna optimizacijska procedura te su ubačeni korekcijski koeficijenti za nelinearnu distribuciju primarnih naprezanja.

Polazeći od primarnog odziva moguće je strukturu raščlaniti na skup uzdužnih vojeva (orebrenih panela) i jakih uzdužnih nosača koji su u međusobnoj zavisnosti kroz polje naprezanja. Na razinu i distribuciju primarnih naprezanja u presjeku utječu:

- a. topološki parametri koji primarno reguliraju efikasnost paluba nadgrađa obrađeni su u prethodnim poglavljima i detaljno predstavljani kroz primjer u poglavlju 8.2.
- b. veličina momenta inercije čitavog presjeka, trup + nadgrađe i pozicija neutralne linije;

Testovima je utvrđeno i pokazano (vidi primjer u poglavlju 8.2) da topološki parametri imaju primarni utjecaj na oblik distribucije primarnih naprezanja. Promjene strukturnih dimenzija u okviru 10-15% (koje ne mijenjaju krutost bočnih stijenki i uzdužnih pregrada) neće bitno mijenjati sam oblik distribucije po visini iako će promijeniti razinu naprezanja.

Varijable dna-dvodna i posebno gornjih paluba, kao gornja i donja prirubnica idealizirane grede u "jakoj" su vezi kroz moment otpora i imaju dominantni utjecaj na linearni dio primarnih naprezanja. Optimalna distribucija zahtijeva takav raspored materijala u vojevima i uzdužnim nosačima koja će naprezanja u ukrepljenom panelu držati u granicama dozvoljenoga. Proces može ići prema povećavanju strukturnih elemenata (zbog prevelikih naprezanja D , a male izdržljivosti C) ili njihovom smanjenju (zbog malih naprezanja, a velike izdržljivosti panela).

Kao dodatna ograničenja na nivou presjeka uzeta je minimalna vrijednost momenta inercije i momenta otpora (po Pravilima) te, što je posebno bitno za razmatrane tipove brodova, ograničenje težišta po visini. Pomak koji je napravljen u postupku, jest da su uz navedena ograničenja uključena i brojna nelinearna lokalna ograničenja ukrepljenog panela koji uzimaju u obzir kompletno stanje naprezanja. Nivo sekundarnih naprezanja ovisi o lokalnom opterećenju i poziciji poprečnog presjeka unutar prostora koji se projektira. Tercijarna tj. lokalna naprezanja ovisi o lokalnom opterećenju, razmaku uzdužnjaka/okvira i strukturnim dimenzijama ukrepljenog panela. Time imamo bolju pripremu za lokalnu optimizaciju kao logični korak koji slijedi iza globalne optimizacije. Cilj postupka je u minimiziranju površine presjeka broskog

trupa (što izravno znači i smanjenje težine trupa) te u kontroli vrijednosti visine neutralne osi čime kontroliramo visinu centra težišta konstrukcije.

Bitno je naglasiti da je u proračun uzdužnih naprezanja koji se prethodno izvodio na bazi proširene teorije grede ubačena korekcija za nelinearnu distribuciju. Time je algoritam, inicijalno razvijen za one presjeke koji imaju jasno definiranu palubu čvrstoće (za koje vrijedi teorija grede), nadopunjen i proširen kako bi se mogao tretirati i problem nelinearnih distribucija po visini presjeka.

7.3.2.1. Teorijske osnove i razvoj algoritma

Iskustva u projektiranju konstrukcije ukazuju nam da se ploha ograničenja koja definira podobni projekt zbog naravi problema može uspješno linearizirati. Ovojnica podobnih projekata transformira se po dijelovima u linearizirane hiperplohe. Ako je funkcija cilja monotona funkcija s obzirom na projektne varijable onda će optimalno rješenje ležati na takvoj plohi. Pošto funkcije cilja težina/cijena jesu monotone funkcije s obzirom na projektne varijable otvara se mogućnost rješavanja optimizacijskog problema korištenjem vrlo jednostavne ali efikasne metode kao što je linearno programiranje (LP). Ono je za potrebe projektiranja brodograđevnih konstrukcija modificirano u sekvencijalno linearno programiranje (SLP) s dualnom formulacijom [132].

Da bi mogli primijeniti linearni model potrebno je prvo linearizirati funkciju cilja i nelinearne funkcije ograničenja. Linearizacija funkcija obavljena je razvojem prvih članova u *Taylorov* red. Zadovoljavajući rezultati takvom linearizacijom za slične strukturno optimizacijske probleme objavljeni su u od strane raznih autora [25], [125], [126] i [127].

Razvojem nelinearne funkcije ograničenja $g(\mathbf{x})$ u *Taylorov* red oko točke \mathbf{x}^0 za n -to ograničenje dobivamo:

$$g(\mathbf{x}) = g(\mathbf{x}^0) + (\mathbf{x} - \mathbf{x}^0)^T \mathbf{G}_1 + \frac{1}{2} (\mathbf{x} - \mathbf{x}^0)^T \mathbf{G}_2 (\mathbf{x} - \mathbf{x}^0) + \text{članovi višega reda} \quad (7.1)$$

gdje je:

$$\mathbf{G}_1 = \mathbf{g}_{,x}(\mathbf{x}^0) = \{ g_{,x_j}(\mathbf{x}^0) \} \text{ vektor prvih derivacija funkcije } g(\mathbf{x}^0)$$

$$j = 1, \dots, n_v - \text{ broj varijabli}, n = 1, \dots, n_g - \text{ broj ograničenja}$$

Upotrebom samo članova prvog reda linearizirana forma ograničenja izgleda:

$$g(\mathbf{x}) \geq 0$$

$$g(\mathbf{x}^0) + (\mathbf{x} - \mathbf{x}^0)^T \mathbf{G}_1 \geq 0 \quad (7.2)$$

$$(\mathbf{x} - \mathbf{x}^0)^T \mathbf{G}_1 \geq -g(\mathbf{x}^0) \quad (7.3)$$

Skup n_g ograničenja u lineariziranoj formi možemo pisati kao:

$$\mathbf{A} \mathbf{x} \geq \mathbf{b}$$

gdje je:

$$\mathbf{A} = [\mathbf{A}_{nj}] = [\mathbf{G}_1^T]_n = [\mathbf{g}_{n,x_j}(\mathbf{x}^0)]$$

$$\mathbf{b} = \{ b_n \} = \{ -g_n(\mathbf{x}^0) + \mathbf{x}^{0T} \mathbf{G}_{1n} \}$$

Za naš konkretni slučaj nelinearna funkcija n -tog ograničenja $g_n(\mathbf{x})$ je funkcija funkcionalne podobnosti konstrukcije:

$$g_{kli}(\mathbf{x}) = C_{kli}(\mathbf{x}) - D_{kli}(\mathbf{x}) \quad (7.4)$$

$C_{kli}(\mathbf{x})$ - izdržljivost promatranog strukturnog elementa (ukrepljeni panel),

$D_{kli}(\mathbf{x})$ - zahtjev promatranog strukturnog elementa izražen kroz vrijednosti odziva,

gdje indeksi k, l, i i j predstavljaju petlje :

- $k=1, \dots, nk$ – po kriterijima (ograničenjima) na bazi granične uporabljivosti i graničnog nosivog stanja,
- $l=1, \dots, nl$ – po slučajevima opterećenja,
- $i, j=1, \dots, ns$ – po strukturnim elementima, vojevima.

Uvrštavanjem izraza (7.4) u (7.2) dobivamo:

$$C_{kli}(\mathbf{x}^0) - D_{kli}(\mathbf{x}^0) + \sum_{j=1}^{ns} (C_{kli,x_j} - D_{kli,x_j})(x_j - x_j^0) \geq 0 \quad (7.5)$$

Vrijednost zahtjeva D mijenja se ovisno o razmatranom kriteriju, slučaju opterećenja i voju, a za uzdužno opterećene vojeve sastoji se od matrice primarnih $D^G(\mathbf{x})$ i lokalnih naprezanja $D^L(\mathbf{x})$. Za brodove kod kojih vrijedi linearna teorija grede vrijednost D može se izraziti kao :

$$D_{kli}(\mathbf{x}) = D_{kli}^G(\mathbf{x}) + D_{kli}^L(\mathbf{x}) = \left(\frac{M^v \cdot Y^M}{I^v} + \frac{pl^2s}{ki^s} R \right)_{kli} \quad (7.6)$$

gdje su:

- M^v - ukupni vertikalni moment savijanja na promatranom poprečnom presjeku, (Nmm);
- I^v - vertikalni moment inercije na promatranom poprečnom presjeku, (mm^4);
- Y^M - maksimalna udaljenost voja od neutralne osi, (mm);
- p - kontinuirano opterećenje uzdužnjaka, (N/mm^2);
- l - raspon uzdužnjaka između poprečnih okvira, (mm);
- s - razmak uzdužnjaka, (mm);
- k - faktor upetosti,
- i^s - moment inercije uzdužnjaka s pripadnom sunosivom širinom, (mm^4);
- R - udaljenost točke na profilu (obično na prirubnici) od vlastite neutralne osi, (mm).

Kod presjeka za koje vrijedi teorija grede matrica primarnih naprezanje $D^G(\mathbf{x})$ dobije se kroz proračun primarne čvrstoće s uključenim približnim proračunom sekundarnog odziva jakih uzdužnih nosača, dok se matrica lokalnih naprezanja $D^L(\mathbf{x})$ dobiva iz jednostavnih analitičkih izraza prema (7.6). Kod razmatranih tipova brodova potrebno je uvesti dodatno proširenje jer distribucija primarnih naprezanja $D^G(\mathbf{x})$ može bitno odstupati od linearne. Stvarnu distribuciju primarnih naprezanja (u elastičnom području) moguće je dobiti prethodno provedenom linearnom MKE analizom (vidi poglavlje 4) za svaki voj u presjeku ($\sigma_{MKE,i}$). Imajući stvarnu distribuciju naprezanja po visini u elastičnom području (za konstantni E) moguće je definirati koeficijent efikasnosti za sve strukturne elementa (vojeve) u presjeku kao:

$$k_{ef,i} = \frac{\sigma_{MKE,i}}{\sigma_{id,i}} \quad (7.7)$$

Ideja je slična razmatranjima koja su dali *Uršić* u [22] i *Hughes* [73] za konstrukcije koje se sastoje od više materijala koji imaju različiti modul elastičnosti E (npr. čelik + aluminij). Takve konstrukcije moguće je svesti na presjek od jednog materijala E_1 s tim da su površine elemenata od drugih materijala skalirani s referentnim materijalom, E_i/E_1 . Detalji i izvodi izraza za proračun ekvivalentnog momenta inercije i primarnih naprezanja u elementima dani su u [22]. Koeficijent efikasnosti $k_{ef,i}$ zapravo unosi korekciju naprezanja u vojevima te je uključen kao korekcijski faktor u proračun svih polja derivacija (naprezanja, momenta inercije, pozicije neutralne linije). Stoga je izraz (7.6) moguće nadopuniti na sljedeći način:

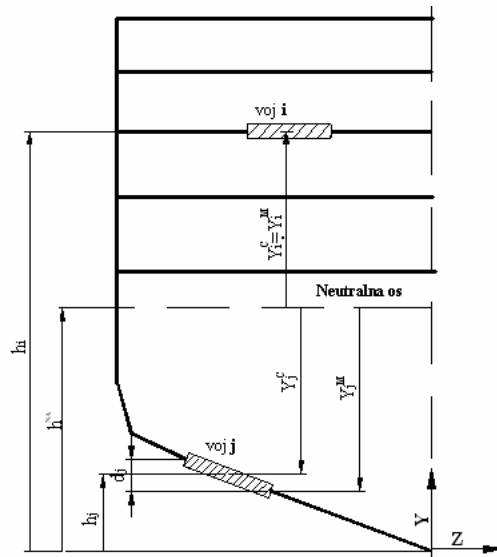
$$D_{kli}(\mathbf{x}) = D_{kli}^G(\mathbf{x}) + D_{kli}^L(\mathbf{x}) = \left(\sigma_{MKE} + \frac{pl^2 s}{ki^s} R \right)_{kli} = \left(k_{ef} \cdot \frac{M^v \cdot Y^M}{I^v} + \frac{pl^2 s}{ki^s} R \right)_{kli} \quad (7.8)$$

Vektor projektnih varijabli za razmatrani globalni problem su površine poprečnog presjeka vojeva (ukrepljeni panel) i jakih uzdužnih nosača.

$\mathbf{x} \equiv \mathbf{a} = \{a_i\}$ - vektor promijenjenih površina (projektne varijable)

$\mathbf{x}^0 \equiv \mathbf{a}^0 = \{a_i\}^0$ - vektor početnih površina

Slikom 7-3 dan je shematizirani prikaz poprečnog presjeka broskog trupa



Slika 7-3 Poprečni presjek broskog trupa - definicija varijabli

h_j - visina težišta vojeva j , (mm),

Y_j^M - maksimalna udaljenost vojeva j od neutralne osi, (mm),

Y_j^C - udaljenost težišta vojeva j od neutralne osi, (mm),

Y_i^M - maksimalna udaljenost vojeva i od neutralne osi, (mm),

Y_i^C - udaljenost težišta vojeva i od neutralne osi, (mm),

h^{NA} - visina neutralne osi (mjerena od ishodišta koordinatnog sustava), (mm),

h_i - visina vojeva i (mjerena od ishodišta koordinatnog sustava), (mm),

d_j - visina vojeva j (u smjeru osi Y), (mm).

Udaljenost vojeva od neutralne osi dobivamo iz (predznak vojeva palube je pozitivan, a dna negativan):

$$Y_i^C = h_i - h^{NA} \quad Y_j^C = h_j - h^{NA}$$

Testovima je utvrđeno da se koeficijenti efikasnosti k_{ef} uslijed promjene momenta inercije poprečnog presjeka u okviru 10-15% neće bitno mijenjati. Ako u promatranom ciklusu pretpostavimo konstantnost k_{ef} i momenta savijanja, tada deriviranjem izraza (7.8) dobivamo promjene naprezanja $D_{kli,aj}$ u voju i uslijed promjene površine voja j izražena je kao:

$$D_{kli,aj} = \frac{\partial D_{kli}(a)}{\partial a_j} = D_{kli,aj}^G + D_{kli,aj}^L = k_{ef,i} \cdot M^v \left[\frac{I^v(Y_i^M, a_j) - Y_i^M I^v, a_j}{I^v{}^2} \right] + D_{kli,aj}^L \quad (7.9)$$

Derivacija primarnih naprezanja može se analitički izraziti prema (7.9), dok derivaciju lokalnih naprezanja dobivamo preko izraza za konačne diferencije (7.20).

Razvijeni članovi koji čine izraz za derivaciju primarnih naprezanja imaju sljedeći oblik:

$$Y_i^M, a_j = \frac{\partial Y_i^M}{\partial a_j} = \frac{\partial (h_i - h^{NA})}{\partial a_j} = -\frac{\partial h^{NA}}{\partial a_j} = -h^{NA}, a_j \quad (7.10)$$

Promjena neutralne osi uslijed promjene poprečnog presjeka A za a_j dana je prema [73] uz uvedeni faktor korekcije kao:

$$\delta h^{NA} = \frac{k_{ef,j} \cdot Y_j^C \cdot \delta a_j}{A + \delta a_j} \quad (7.11)$$

$$h^{NA}, a_j = \frac{\partial h^{NA}}{\partial a_j} = \lim_{\delta a_j \rightarrow 0} \left(\frac{\delta h^{NA}}{\delta a_j} \right) = \lim_{\delta a_j \rightarrow 0} \frac{k_{ef,j} \cdot Y_j^C}{A + \delta a_j} = \frac{k_{ef,j} \cdot Y_j^C}{A} \quad (7.12)$$

Uvrštavanjem (7.12) u (7.10) dobivamo:

$$Y_i^M, a_j = \frac{\partial Y_i^M}{\partial a_j} = -\frac{k_{ef,j} \cdot Y_j^C}{A} \quad (7.13)$$

Promjena momenta inercije uslijed promjene poprečnog presjeka za a_j iznosi [73]:

$$\delta I^v = \frac{A \cdot (Y_j^C)^2 \cdot k_{ef,j} \cdot \delta a_j}{A + \delta a_j} + k_{ef,j} \cdot \frac{\delta a_j d_j^2}{12} \quad (7.14)$$

$$I^v, a_j = \frac{\partial I^v}{\partial a_j} = \lim_{\delta a_j \rightarrow 0} \left(\frac{\delta I^v}{\delta a_j} \right) = \lim_{\delta a_j \rightarrow 0} \left(\frac{k_{ef,j} \cdot A \cdot (Y_j^C)^2}{A + \delta a_j} + k_{ef,j} \cdot \frac{d_j^2}{12} \right) \quad (7.15)$$

$$I^v, a_j = \frac{\partial I^v}{\partial a_j} = k_{ef,j} \cdot \left((Y_j^C)^2 + \frac{d_j^2}{12} \right) \quad (7.16)$$

Uvrštavanjem jednadžbi (4.16) i (4.13) u (7.9) dobivamo:

$$D_{kli,aj}^G = -k_{ef,i} \cdot \frac{M^v Y_i^M}{I^v} \left(\frac{k_{ef,j} \cdot Y_j^C}{A \cdot Y_i^M} + k_{ef,j} \cdot \frac{(Y_j^C)^2 + f_j}{I^v} \right) \quad (7.17)$$

Konačno, izraz za derivaciju primarnih naprezanja možemo izraziti kao [25]:

$$D_{kli,aj}^G = -\sigma_{MKE,i} \left(\frac{k_{ef,j} \cdot Y_j^C}{A \cdot Y_i^M} + k_{ef,j} \cdot \frac{(Y_j^C)^2 + f_j}{I^v} \right)$$

$$D_{kli,a_j}^G = -\sigma_{MKE,i} \cdot k_{ef,j} \left(\frac{Y_j^C}{A \cdot Y_i^M} + \frac{(Y_j^C)^2 + f_j}{I^v} \right) \text{ gdje je, } f_j = \frac{d_j^2}{12} \quad (7.18)$$

$$\delta h^{NA} = k_{ef,j} \frac{Y_j^C}{A} - \text{predstavlja vrijednost promjene visine neutralne osi}$$

$$\delta I^v = k_{ef,j} \cdot ((Y_j^C)^2 + f_j) - \text{predstavlja vrijednost promjene momenta inercije}$$

Derivacija izdržljivosti i lokalnih naprezanja mogu se dobiti metodom konačnih diferencija na sljedeći način:

$$C_{kli,a_j} = \frac{\partial C_{kli}(\mathbf{a})}{\partial a_j} = \frac{C_{kli}(a_j + \delta a_j) - C_{kli}(a_j)}{\delta a_j}, \text{ gdje je } C_{kli,a_j} = 0 \text{ za } i \neq j \quad (7.19a)$$

$$D_{kli,a_j}^L = \frac{\partial D_{kli}^L(\mathbf{a})}{\partial a_j} = \frac{D_{kli}^L(a_j + \delta a_j) - D_{kli}^L(a_j)}{\delta a_j}, \text{ gdje je } D_{kli,a_j}^L = 0 \text{ za } i \neq j \quad (7.19b)$$

U slučaju da se postigne nedovoljna točnost korištenjem gornjih izraza moguće je koristiti pristup s dodatnom točkom (eng. *central difference approximation*) koja kao nedostatak ima provođenje dodatnog proračuna za još jednu točku.

$$C_{kli,a_j} = \frac{\partial C_{kli}(a)}{\partial a_j} = \frac{C_{kli}(a_j + \delta a_j) - C_{kli}(a_j - \delta a_j)}{2\delta a_j} \quad (7.20)$$

Promjene površine voja a_j s ciljem dobivanja vrijednosti derivacije izdržljivosti za svako strukturno ograničenje može se provesti na više načina s različitom efikasnošću. Testovi su pokazali da uvećanje ili pak smanjenje površine od oko 5÷10 % ($\delta = 0.05 \div 0.1$) daje dobru konvergenciju rezultata.

Promjena izdržljivosti ovisi i o načinu distribucije površine unutar voja. Pretpostavlja se da topologija, tj. broj ukrepa, razmak i širina voja ostaju nepromijenjene, a da se mijenjaju samo debljina oplata i dimenzije ukrepa. Jedan od djelotvornijih načina jest da proporcionalno povećamo debljinu oplata lima t_p , visinu struka ukrepe h_w i debljinu prirubnice ukrepe t_f . Nema promjena izdržljivosti u voju i uslijed promjena poprečnog presjeka voja j tj. izdržljivost se mijenja samo uslijed promjena dimenzija voja.

Prije nego upotpunimo izraz (7.5) uveden je matricni način zapisivanja koji je mnogo jednostavniji i više prilagođen implementaciji u programski kôd. Također sva trodimenzionalna polja, koja imaju indekse k , l , i i , prevodimo u jednodimenzionalna na način da vektor ide po vojevima i , unutar svakog voja po kriterijima k , a unutar svakog kriterija po slučajevima opterećenja l . Indeks n tada se mijenja na sljedeći način:

$$n = nl \cdot nk \cdot (i-1) + nl \cdot (k-1) + l$$

$$n = 1, \dots, ng$$

$$ng = nl \cdot nk \cdot ns = \text{broj ograničenja.}$$

$\mathbf{E} = [E_{nj}]$, gdje je $E_{nj}(\mathbf{a}) = C_{kli \triangleright a_j}$ - dijagonalna matrica derivacija izdržljivosti,

$\mathbf{H} = [H_{nj}]$, gdje je $H_{nj}(\mathbf{a}) = D_{kli \triangleright a_j}^L$ - dijagonalna matrica derivacija lokalnih naprezanja,

$\mathbf{F} = [F_{nj}]$, gdje je $F_{nj}(\mathbf{a}) = D_{kli \triangleright a_j}^G$ - matrica derivacija primarnih naprezanja,

Matrice \mathbf{E} , \mathbf{H} i \mathbf{F} imaju dimenzije $(ng \cdot ns)$.

$\mathbf{C} = \{C_n(\mathbf{a}^0)\}$ - vektor izdržljivosti elementa strukture

$\mathbf{D} = \{D_n(\mathbf{a}^0)\}$ - vektor ukupnih (primarnih + lokalnih) naprezanja na elemente strukture, gdje su vektori \mathbf{C} i \mathbf{D} dimenzija (ng)

$\mathbf{D1} = [D_{nn}(\mathbf{a}^0)]$ - dijagonalna matrica ukupnih (primarnih + lokalnih) naprezanja na elemente strukture, dimenzija $(ng \cdot ng)$.

Prema (4.16) možemo dio izraza desne strane zapisati kao:

$$\mathbf{G} = [G_{nj}] = \frac{Y_j^C}{A \cdot Y_i^M} + \frac{(Y_n^C)^2 + f_n}{I^v} \text{ -matrica geometrijskih karakteristika, } (ng \cdot ns) \quad (7.21)$$

Vidimo da sada izraz (7.16) možemo zapisati u matričnom obliku kao:

$$\mathbf{F} = -\mathbf{D1} \mathbf{G}$$

Upotpunimo sada izraz (7.5)

$$\mathbf{C} - \mathbf{D} + (\mathbf{E} + \mathbf{H} - \mathbf{D1} \cdot \mathbf{G})(\mathbf{a} - \mathbf{a}^0) \geq 0 \quad (7.22)$$

$$(\mathbf{E} + \mathbf{H} + \mathbf{F})\mathbf{a} \geq \mathbf{D} - \mathbf{C} + (\mathbf{E} + \mathbf{H} + \mathbf{F})\mathbf{a}^0 \quad (7.23)$$

Pojednostavnimo li izraz (7.22) dobivamo

$$\mathbf{A} = \mathbf{E} + \mathbf{H} + \mathbf{F}, \text{ matrica reda } (ng \cdot ns) \quad (7.24)$$

$$\mathbf{b} = \mathbf{D} - \mathbf{C} + (\mathbf{E} + \mathbf{H} + \mathbf{F})\mathbf{a}^0, \text{ stupčasti vektor reda } (ng) \quad (7.25)$$

$$\mathbf{A} \mathbf{a} \geq \mathbf{b} \quad (7.26)$$

što predstavlja prepoznatljiv način zapisivanja nelinearnih ograničenja u matričnom obliku.

Min-max ograničenja, tj. vrijednosti minimalne i maksimalne dopuštene promjene projektnih varijabli definirani su kao:

$$\mathbf{a} \geq \mathbf{P} \mathbf{a}^0 \quad (7.27)$$

$$\mathbf{a} \leq \mathbf{R} \mathbf{a}^0 \quad (7.28)$$

\mathbf{P} , \mathbf{R} - dijagonalna kvadratna matrica koeficijenata maksimalnog/minimalnog porasta projektnih varijabli (dimenzija $(ns \cdot ns)$).

Ta ograničenja su pravci koji su paralelni s osima projektnih varijabli, a potrebno ih je uvesti kako bi reducirali nagle skokove u našem lineariziranom modelu koji je ipak samo približna aproksimacija stvarnog nelinearnog modela. Također je moguće i apsolutno ograničiti porast ili smanjenje određene varijable.

Tada ograničenje ima oblik:

$$\mathbf{a} \geq \mathbf{m} \quad (7.29)$$

Ograničenja proporcionalnosti uspostavljaju linearnu vezu među projektnim varijablama.

Opći oblik takvog ograničenja koje uspostavlja odnos između promjene površine i -te i j -te projektne varijable izražen je kao:

$$w_1 \frac{a_i}{a_i^o} - w_2 \frac{a_j}{a_j^o} = 0, \quad \text{gdje su } a_i^o \text{ i } a_j^o \text{ faktori normalizacije} \quad (7.30)$$

Opća funkcija cilja za linearni model općenito glasi:

$$\min_x C^T x \quad (7.31)$$

Funkcija cilja je bikriterijalna funkcija koja minimizira težinu strukture preko površine presjeka te porast visine težišta presjeka i predstavljena je kao:

$$\min_a \left(w_1 \frac{a}{A_0} + w_2 \frac{\delta V^{CG}}{V_0^{CG}} \right) \quad (7.32)$$

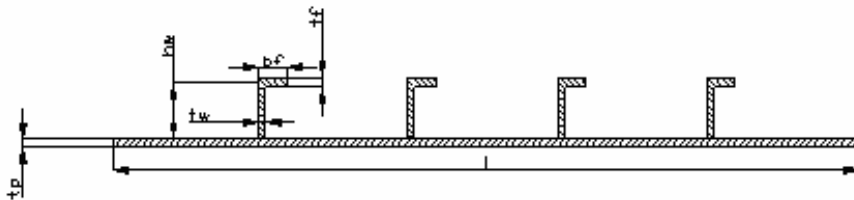
gdje su: w_1, w_2 - faktori važnosti pojedinog cilja (težinski faktori) sa svojstvom:

$$\sum_{i=1}^2 w_i = 1; \quad w_i = 0 \div 1 \quad (7.33)$$

gdje A_0 (površina presjeka brodskog trupa) i V_0^{CG} (visina težišta presjeka) inicijalnog presjeka koji služe za normalizaciju izraza kako bi obje vrijednosti funkcije cilja doveli u prikladan relativan odnos.

Ograničenja i funkcija cilja definirana na prethodno navedeni način predstavljaju skup nejednadžbi čije je rješenje određeni dio n -dimenzionalnog projektnog prostora (gdje je n -broj nepoznanica) u kojemu su sva ograničenja zadovoljena. Točka unutar podobnog prostora u kojoj funkcija cilja postiže svoj minimum jest optimalno rješenje u tom projektnom ciklusu.

Podsjetimo se da su projektne varijable površine vojeva i da kao rješenje dobivamo nove površine ili pak postotak uvećanja ili smanjenja površine. Ako ovu proceduru koristimo neovisno nove dimenzije panela se dobiju na način da se originalne dimenzije uvećaju ili smanje za dobiveni postotak %. Jedan od djelotvornijih načina jest da proporcionalno povećamo debljinu oplata lima TPL , visinu struka ukrepe HSW i debljinu prirubnice ukrepe TSF , Slika 7-4. Time istodobno povećavamo izdržljivost panela i smanjujemo naprezanja.



$$a^{new} = Bv \cdot (\Delta \cdot TPL) + n_s [TSW \cdot (\Delta \cdot HSW) + BSF \cdot (\Delta \cdot TSF)] \quad ; \quad \text{gdje je: } \Delta = 1 + (\% \text{ promjene površine voja})$$

Slika 7-4 Ukrepljeni panel i način promjene dimenzija uslijed promjene površine panela

U slučaju korištenja opisane procedure s zajedno s lokalnom optimizacijom (FFE, MOGA) tada dobivene površine postaju cilj za koji lokalni optimizacijski algoritam iz generirane *Pareto* fronte traži panel koji ima približno istu površinu, a bolji omjer željene kvalitete (cijena, sigurnost, itd.), vidi poglavlje 7.3.4.

Modul CALMOP sastoji se od glavnog programa i osam podprograma. Program je realiziran u standardnom *Fortran 77* programskom jeziku upotrebom *Visual Fortran 6.6* programa i integriran u sustav OCTOPUS. Sam program ima oko 2000 linija kôda.

7.3.2.2. Sekvencijalno linearno programiranje (SLP) i prilagodba algoritma za problem brodskih konstrukcija

Najjednostavniji način efikasnog rješenja linearnog problema je *simplex* metoda koju je tijekom II svjetskog rata razvio *Dantzig* [133] te je korištena za rješenje prethodno opisanog (7.3.2.1) optimizacijskog problema. Općenito primarni problem za linearni model glasi:

$$\min_{\mathbf{x}} W = \min_{\mathbf{x}} \mathbf{c}^T \mathbf{x} \quad (7.34)$$

tako da

$$\mathbf{A} \mathbf{x} \geq \mathbf{b} \quad ; \mathbf{x} \geq 0 \quad (7.35)$$

gdje je \mathbf{A} ($m \cdot n$) - matrica ograničenja (m - broj ograničenja, n -broj varijabli).

Retci matrice \mathbf{A} su linearno nezavisni te se matrica može parcijalizirati po stupcima:

$$\mathbf{A} = [\mathbf{B} \mathbf{C}] \quad (7.36)$$

gdje je :

\mathbf{B} - ($m \cdot m$) - kvadratna matrica

\mathbf{C} - ($m \cdot n-m$) - matrica ostataka

Podjednako možemo parcijalizirati vektore funkcija cilja \mathbf{c} i varijabli \mathbf{x} :

$$\begin{aligned} \mathbf{c} &= \{ \mathbf{c}^B \ \mathbf{c}^C \} \\ \mathbf{x} &= \{ \mathbf{x}^B \ \mathbf{x}^C \} \end{aligned} \quad (7.37)$$

Matricu \mathbf{B} nazivamo bazom, a vektor \mathbf{x}^B vektorom bazičnih varijabli.

Baza je podobna ako je:

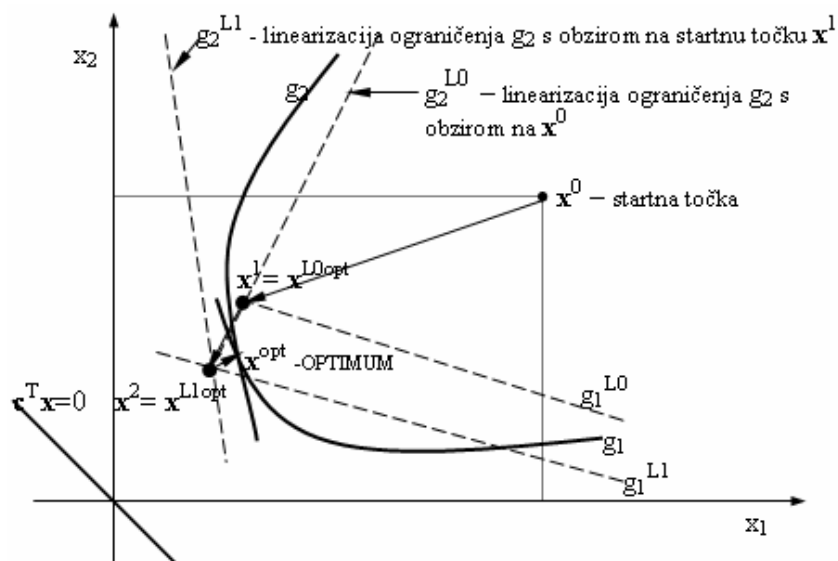
$$\mathbf{x}^B = \mathbf{B}^{-1} \mathbf{b} \geq 0 \quad (7.38)$$

jer u tom slučaju $\mathbf{x} = \{ \mathbf{x}^B, 0 \}$ zadovoljava sva ograničenja te se takav vektor naziva bazičnim rješenjem. Pretpostavimo li da imamo bazno rješenje u *simplex* algoritmu putujemo od jednog baznog rješenja do drugog zamjenom jedne bazne varijable jednom nebaznom tako da rješenje ostaje prihvatljivo, a vrijednost funkcije cilja W kontinuirano opada. Geometrijski prikazano, rješenja odgovaraju ekstremnim točkama (vrhovima) konveksnog poliedra, a algoritam rezultira u kretanju od vrha do vrha s padajućom vrijednošću funkcije cilja W . Detaljniji razvoj *simplex* algoritma dan je u [132] i ovdje se neće ponavljati. Spomenimo vrlo važnu transformaciju iz primarnog u dualni oblik i prednosti rješavanja problema u tom obliku. Za probleme brodskih

konstrukcija gdje je broj ograničenja uvijek bitno veći od broja varijabli ($m > n$) prikladniji je dualni zapis i prikladno je izvršiti modifikacije standardnog algoritma, u tzv. algoritam dualne *simplex* metode [132]. Očito je da je dualna formulacija pogodnija od primarne zbog dimenzija matrice \mathbf{B} , pošto je vrijeme stroja potrebno za inverziju matrice eksponencijalna funkcija dimenzija te se tu krije velika ušteda vremena.

Veliki broj strukturnih ograničenja i funkcija cilja nelinearne su funkcije. To znači da se stvarne vrijednosti funkcije cilja $f(\mathbf{x})$ i skup ograničenja $g(\mathbf{x})$ za neku točku neće podudarati s vrijednošću linearizirane funkcije $f^L(\mathbf{x})$ i $g^L(\mathbf{x})$ osim za točku \mathbf{x}^0 u kojoj smo linearizirali problem. Optimum \mathbf{x}^{L0opt} dobiven iz lineariziranog problema ne mora čak ni zadovoljiti ograničenja $g(\mathbf{x}) \geq 0$. Prirodno rješenje problema je sekvencijalna linearizacija funkcije cilja i ograničenja koja slijedi naše kretanje po projektnom prostoru. Rješenje lineariziranog problema u i -tom koraku $\mathbf{x}^{Li opt}$ za trenutni položaj \mathbf{x}^i daje nam točku linearizacije \mathbf{x}^{i+1} za sljedeći korak.

Ilustracija je dana na dvodimenzionalnom primjeru, Slika 7-5. Za startnu točku \mathbf{x}^0 dobivamo linearizacije ograničenja $g^0_1(\mathbf{x})$ i $g^0_2(\mathbf{x})$ u obliku pravaca $g^{L0}_1(\mathbf{x})$ i $g^{L0}_2(\mathbf{x})$. Primijenivši dualnu revidiranu simplex metodu dobivamo onda točku \mathbf{x}^{L0opt} za koju ponovo lineariziramo ograničenje dobivši tako $g^{L1}_1(\mathbf{x})$ i $g^{L1}_2(\mathbf{x})$ te optimum \mathbf{x}^{L1opt} , dok ne konvergiramo stvarnom optimumu \mathbf{x}^{opt} .



Slika 7-5 Primjer sekvencijalne linearizacije ograničenja [132]

Projekt se smatra podobnim ako su nelinearna ograničenja zadovoljena unutar propisane tolerancije. Ako nisu proces se nastavlja u novom podciklusu s linearizacijom za novu projektnu točku. Stacionarnost projektnih varijabli također se testira u odnosu na propisane tolerancije. Ako je ona ostvarena potrebno je provjeriti mjeru kvalitete (funkciju cilja). Ukoliko mjera kvalitete raste i unatoč tome što je došlo do stacionarnosti projektnih varijabli iteriranje u

podciklusima se nastavlja, dok ne dođe do stacionarnosti. Postignuta rješenja s maksimalnom kvalitetom upotrebljavaju se za usporedbu u daljnjim podciklusima, a ukoliko dođe do stacionarnosti kvalitete postupak se zaustavlja. Detekcija oscilacija temelji se na naizmjeničnom postizavanju slične mjere kvalitete, ali za različite projektne točke [25]. Oscilacija, ako je uočena, rješava se metodom reduciranog pomaka gdje je pomak u projektnom prostoru reduciran postotkom proračunatog pomaka preko dijagonalne matrice \mathbf{R} .

$$x_i^{red} = R_{ii} (x_{i+1} - x_i) + x_i, \quad \text{gdje je } R_{ii} = 0.7-0.9; \quad R_{ij} = 0. \quad (7.39)$$

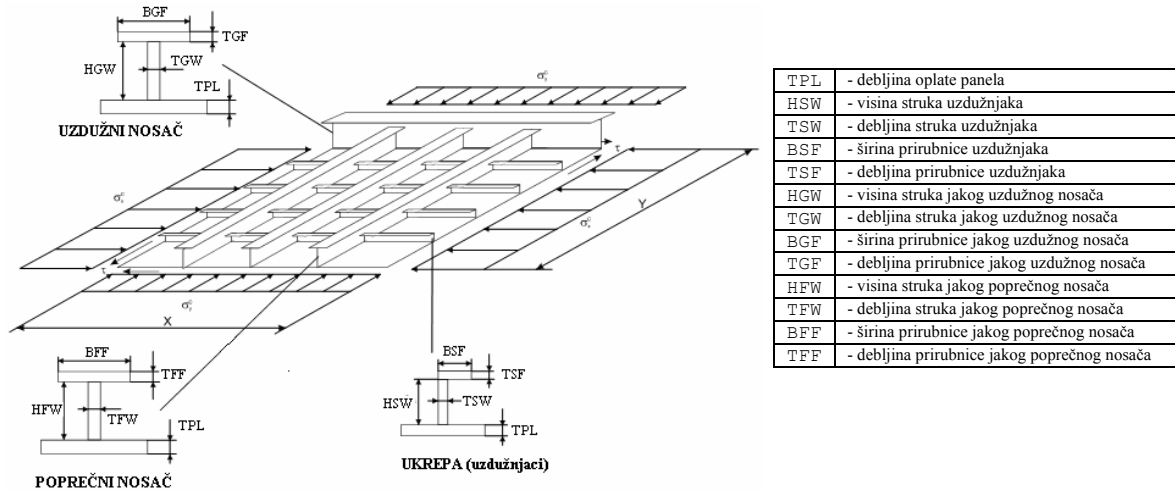
Metodom reduciranog pomaka usporavamo optimizacijski postupak (povećavamo broj iteracija), ali ujedno onemogućavamo nagle skokove koji bi mogli rezultirati ispadanjem iz prostora podobnog projekta što je lako moguće uslijed provedene linearizacije i osjetljivosti problema. U ranim ciklusima algoritam obično sam "izvlači" projekt iz zone oscilacija te je ovu strategiju potrebno primijeniti samo u završnim ciklusima.

7.3.3 Optimizacija korištenjem teorije eksperimenata - modul FFE

Pod globalnim problemom u strukturnoj optimizaciji glavnog rebra obično se misli na rješavanje cilja problema uz istodobno zadovoljenje podobnosti konstrukcije sa stanovišta svih vojeva u poprečnom presjeku. Varijable u rješavanju globalnog problema najčešće su predstavljene kao površine ukrepljenog panela (vojeva) $\mathbf{a} \rightarrow$ *globalne varijable*. Algoritam za globalnu redistribuciju materijala istovremeno promatra sve vojeve koji su uključeni u problem. Promjena naprezanja u voju i uslijed promjene površine u voju j uzeta je u obzir kroz matricu derivacija.

Osnove teorije eksperimenata dane su u 6. poglavlju. Teorija eksperimenata se u prikazanim optimizacijskim problemom koristi ovisno o broju varijabli nv na dvije razine:

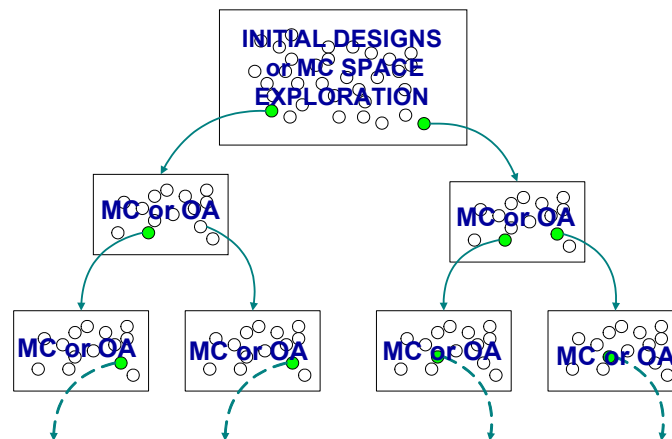
- lokalna \rightarrow razina ukrepljenog panela ($nv > 40$) \rightarrow potrebno je problem dekomponirati na globalni i lokalni te izvršiti koordinaciju problema. Globalni problem rješavamo korištenjem SLP, gdje su varijable površine vojeva (7.3.2), dok lokalni problem rješavamo na razini ukrepljenog panela (za svaki panel) korištenjem FFE i L27 ortogonalnog polja kojim se može definirati 13 varijabli na 3 nivoa. Kod lokalne optimizacije promjena naprezanja u voju i uslijed promjene površine u voju j nije uzeta u obzir pošto svaki panel se promatra kao poseban optimizacijski problem. Varijable koje ulaze u proces su stvarne dimenzije strukturnih elemenata \mathbf{x}^s koji formiraju panel, slika 7-6.



Slika 7-6 Geometrijske karakteristike i opterećenje strukture ukrepljenog panela

- globalna → varijable na poprečnom presjeku ($nv < 40$) → moguće je odjednom definirati cijeli problem korištenjem ortogonalnog polja L_{81} kojim se može definirati 40 varijabli na 3 nivoa. U tom slučaju možemo rješavati odjednom cijeli presjek sa svim varijablama.

Modul FFE radi na principu sekvencijalno adaptivnog generiranja nedominiranih projekata, što implicira testiranje podobnih projekata na nedominiranost u *Pareto* smislu. Nedominirani projekti se dalje koriste kao centri podprostora (eng. *minicubes*) u projektnom prostoru za daljnje sekvencijalno (lančano) generiranje nedominiranih projekata [134], slika 7-7.



Slika 7-7 Sekvencijalno generiranje nedominiranih rješenja korištenjem mini hiperkocki

Pri tome se za istraživanje podprostora mogu koristiti dvije metode:

- Monte Carlo (MC) - (eng. *random*) pregledavanje prostora,
- Frakcionirani pokusi koji koriste ortogonalna polja (OA) konstruirana iz latinskih kvadrata. Broj nivoa faktora (varijabli) se kreće od 2 do 5. Standardno se koriste ortogonalna polja (npr. L_9 , L_{27} , L_{81}) s 3 nivoa na do 4, 13 i 40 projektnih varijabli.

Cijela procedura se odvija u afinom prostoru i ne uključuje unošenje subjektivnosti ili normalizaciju. Osnovni koraci procedure mogu se opisati na sljedeći način:

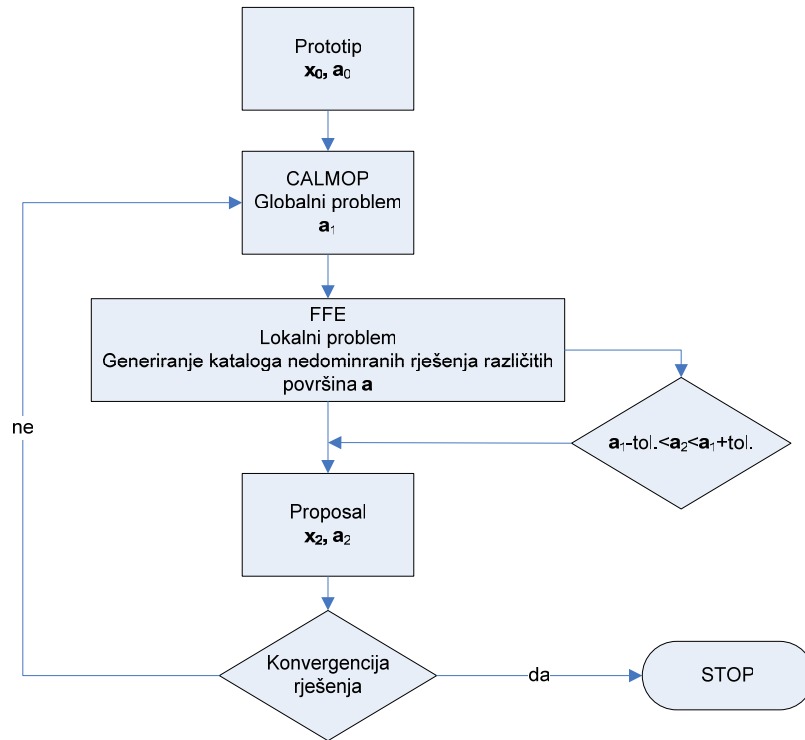
- Određivanje raspona projektnih varijabli prema definiranim *min-max* i linearnim ograničenjima. Izvodi se rješavanjem serije jednostavnih problema linearnog programiranja s minimizacijom i maksimizacijom svake varijable.
- Generacija novih projekata korištenjem MC metode u projektnom prostoru ili učitavanje inicijalnih projekata koji su dobiveni nekim prije provedenim optimizacijskim algoritmom. Svi nepodobni projekti s obzirom na linearna ograničenja se odbacuju.
- Evaluacija podobnosti projekata na nelinearna ograničenja.
- Evaluacija atributa tj. generiranje atributnog prostora.
- Filtriranje nedominiranosti projekata vrlo efikasnim algoritmom korištenjem jednostavnog principa 'više/manje je bolje' na vrijednostima ciljeva.
- Kontrola i redukcija broja nedominiranih podobnih rješenja prema traženom broju projekata s obzirom na zadanu rezoluciju u projektnom i atributnom prostoru.
- Generiranje novih projekata u mini hiperkockama (*mincubes*) oko nedominiranih projekata sa smanjenim rasponom varijabli (10÷40% min-max). Nastavkom ovakve procedure lančanog generiranja nedominiranih projekata dobiva se diskretna *Pareto* ploha u atributnom prostoru.
- Generiranje projekata oko ekstremnih projekata za sve attribute. Na taj način se u tom području dobije veći broj projekata s kvalitetnijom *Pareto* frontom.

7.3.4 Koordinacija globalnog i lokalnog problema - modul GAZ

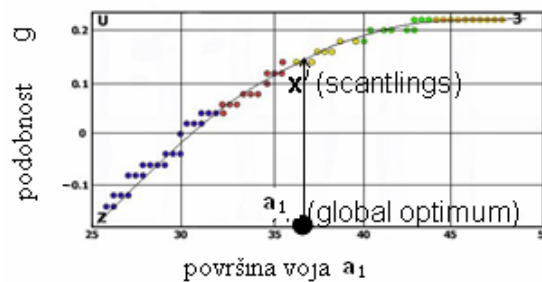
Optimalne vrijednosti površina vojeva koje su rezultat provedene globalne optimizacije, u fazi lokalne optimizacije (kao fazi koja prirodno slijedi), predstavljaju skup ograničenja koja moraju biti zadovoljena da se ne bi pokvarila konstrukcija s globalnog stanovišta (razina primarnih naprezanja).

To zapravo znači da lokalna optimizacija mora dati takvo rješenje koje neće pokvariti konstrukciju sa stajališta globalnog problema. Neke od poznatih metoda kao što su metoda koordinacije modela i metoda koordinacije cilja detaljnije su opisane u [25]. U sustav OCTOPUS implementirana su dva načina rješenja tog problema:

- 1) Direktna koordinacija globale i lokalne optimizacije (CALMOP→FFE) preko površina vojeva **a**, slika 7-8 i 7-9.



Slika 7-8 Direktna koordinacija globale i lokalne optimizacije preko površina vojeva



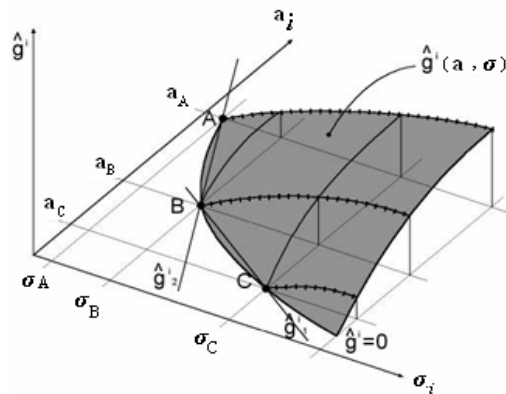
Slika 7-9 Generiranje kataloga nedominiranih rješenja na razini panela [9]

2) Koordinacija korištenjem metode *odzivnih ploha* i teorije eksperimenata za generiranje nedominirane plohe rješenja na razini pojedinog panela i metode sekvencijalnog programiranja na globalnoj razini kada su svi paneli istodobno uzeti u optimizacijski problem. Osnovna ideja i postavke prikazane su u [9].

Algoritam se sastoji od sljedećih koraka, slika 7-10:

- Za tri točke (A, B, C) koje predstavljaju jedno kompletno stanje presjeka (definiranog s momentom inercije I , momentom otpora Z i razinom naprezanja σ_x) na razini svakog voja izvodi se lokalna optimizacija. Za nju se dobiva *Pareto* fronta nedominiranih rješenja za različite sigurnosti g^i i površine voja a^i za proračunato stanje primarnih naprezanja $\sigma_A, \sigma_B, \sigma_C$.

Za točke u kojima *Pareto* fronta probija ravninu $\mathbf{g}_i=0$ dobivamo odnos između površine A i naprezanja za svaki panel, slika 7-10.



Slika 7-10 Koordinacija lokalnog problema: generiranje nedominirane plohe

- Definiraju se dva pravca koji prolaze točkama AB i BC na razini svakog panela. Opći oblik jednačbe pravca izgleda:

$$g^i(a, \sigma) = C_0^i + C_1^i a^i + C_2^i \sigma^i = 0 \quad (7.40)$$

Ti pravci predstavljaju ograničenje za problem linearnog programiranja. Razvojem nelinearne funkcije ograničenja $g(\mathbf{x})$ u *Taylorov* red oko točke \mathbf{a}^0 za n -to ograničenje dobivamo slični problem onome danom u poglavlju 7.3.2.

$$g(\mathbf{x}) = g(\mathbf{a}^0) + (\mathbf{a} - \mathbf{a}^0)^T \mathbf{G}_1 + \text{članovi višega reda} \quad (7.41)$$

gdje je:

$$\mathbf{G}_1 = \mathbf{g}_{,a}(\mathbf{a}^0) = \{ g_{,a_j}(\mathbf{a}^0) \} \text{ vektor prvih derivacija funkcije } g(\mathbf{a}^0)$$

gdje je:

$j = 1, \dots, mv$ - broj varijabli = broju vojeva

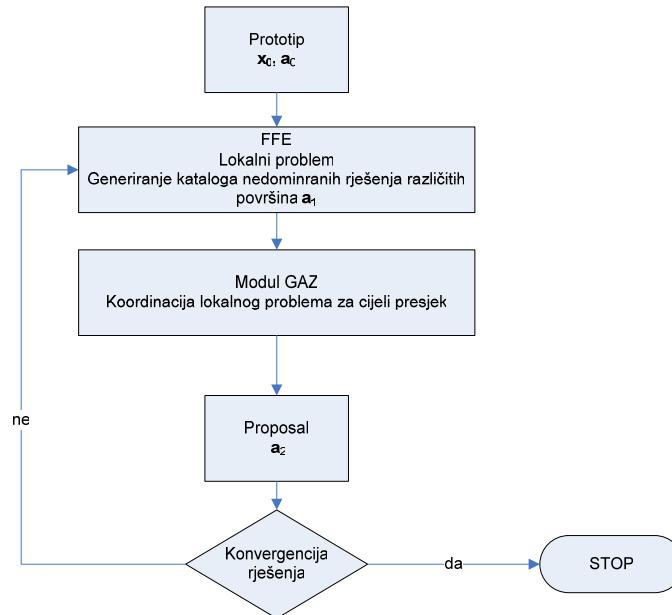
$n = 1, \dots, ng$ - broj ograničenja = 2 * broj vojeva

Upotrebom samo članova prvog reda linearizirana forma ograničenja izgleda:

$$\begin{aligned} g(\mathbf{a}) &\geq 0 \\ g(\mathbf{a}^0) + (\mathbf{a} - \mathbf{a}^0)^T \mathbf{G}_1 &\geq 0 \\ (\mathbf{a} - \mathbf{a}^0)^T \mathbf{G}_1 &\geq -g(\mathbf{a}^0) \end{aligned} \quad (7.42)$$

Matrica derivacija primarnih naprezanja dana je kroz izraz (7.18), dok se razvoj preostalih izraza i zapisa u matricnoj formi provodi na način opisan u poglavlju 7.3.2.

- Kao rješenje dobivaju se nove površine presjeka pojedinog voja koje kao ulazni podaci idu u novu petlju lokalne optimizacije.
- Na osnovu predložene površine \mathbf{a}_i iz kataloga rješenja za svaki pojedini panel odabiru se strukturne dimenzije \mathbf{x}_i i ide se u novu petlju iteracije. Shematski prikaz procedure dan je na slici 7-11.



Slika 7-11 Koordinacija lokalnog problema: teorija eksperimenata + linearno programiranje

7.3.5 Optimizacija korištenjem genetičkih algoritama - modul MOGA

Genetički algoritmi općenito spadaju u širu klasu optimizacijskih postupaka koje nazivamo evolucijskim algoritmima i čiji način rada je inspiriran analogijom s biološkom evolucijom i pripadnim procesima nasljeđivanja, mutacije, prirodne selekcije i nasljeđivanja te danas predstavljaju jednu od najšire korištenih heurističkih optimizacijskih metoda.

Za razliku od prethodno opisanih optimizacijskih postupaka, genetički algoritmi operiraju nad *populacijom* rješenja, gdje pojedinačne elemente te populacije nazivamo *jedinkama*. S obzirom da svako rješenje sadrži određenu podatkovnu strukturu čiji sadržaj definira dano rješenje, po analogiji s biološkim sistemima jedinke se često nazivaju i *kromosomima*. Prvi korak u radu genetičkog algoritma je pridruživanje mjere kvalitete svakoj pojedinačnoj jedinki (tu mjeru nazivamo dobrotom rješenja koje se obavlja pomoću funkcije dobrote (eng. *fitness function*). Kod primjene genetičkih algoritama na probleme optimizacije, dobrota rješenja je u direktnoj vezi s kriterijima optimalnosti definiranih za optimizacijski problem. Nakon obavljanja tog pridruživanja, iz postojeće se populacije rješenja generira nova populacija, s time da bolje jedinke imaju veću vjerojatnost ulaska u novu populaciju. Jedinke u novoj populaciji se podvrgavaju utjecaju genetičkih operatora koji iz njih stvaraju nove jedinke. Operatore dijelimo na unarne, koji iz jedne jedinke stvaraju novu jedinku mijenjanjem dijela genetičkog materijala (*mutacijski* operatori) i operatore višeg reda koji kombiniranjem svojstava više jedinki, najčešće dvije, stvaraju nove jedinke (operatori *križanja*). Algoritam se zaustavlja nakon provođenja određenog broja iteracija (odnosno kreiranja određenog broja generacija populacije) i konačno

rješenje predstavlja najbolja jedinka u završnoj populaciji. Pseudo-kôd općenitog genetičkog algoritma je sljedeći [121]:

```

t = 0
generiraj početnu populaciju potencijalnih rješenja P(0);
ponavljaj
    t = t + 1;
    selektiraj P'(t) iz P(t-1);
    križaj jedinke iz P'(t) i djecu spremi u P(t);
    mutiraj jedinke iz P(t);
dok nije zadovoljen uvjet završetka evolucijskog procesa

```

Modul MOGA (eng. *multi-objective genetic algorithm*) je algoritam je za višekriterijsku optimizaciju implementiran u OCTOPUS sustav [110]. Algoritam je razvijen u Visual Studio.NET 2005 u C++ programskom jeziku kao *Class Library* komponenta [121]. Ponašanje algoritma se kontrolira iz kontrolnog panela unutar OCTOPUS ljsuke, odakle je uz tip genetičkog algoritma moguće odabrati i razne operatore *križanja*, *mutacije* i *prilagodbe*.

7.4 Zaključak

Kroz ovo poglavlje dani su osnovni teoretski principi i način implementacije optimizacijskih algoritama u okviru sustava OCTOPUS potrebnih za provođenje strukturne optimizacije na željenim, prethodno odabranim, topologijama kao završna faza predložene metodologije. U okviru primjera 8.3 testirane su sekvenca i redosljed izvođenja pojedinog algoritma u okviru *hibridnog* koncepta optimizacije [9, 124]. Takav pristup vodi korištenju raznih vrsta optimizacijskih algoritama (na istom problemu) u sekvenci koja se definira u ovisnosti o specifičnostima samog problema uz iskorištavanje svih potencijalnih prednosti pojedinog postupka. Primjer provedbe strukturne optimizacije dan je u poglavlju 8.3 kao nastavak i završni korak procedure započete kroz primjer u poglavlju 8.2. Osnovne specifičnosti optimizacijskih algoritama sustava OCTOPUS ukratko su sumirane u tablici 7-3.

	Modul CALMOP	Modul FFE	Modul MOGA
Metoda	Sekvencijalno linearno programiranje (SLP)	Evolucijske strategije (teorija eksperimenata,..)	Genetski algoritmi
Varijable	Uzdužna struktura Realne vrijednosti	Uzdužna i poprečna struktura Cjelobrojne vrijednosti	Uzdužna i poprečna struktura Cjelobrojne vrijednosti
Max. broj varijabli	Nije ograničen	$nv < 40$	Nije ograničen
Ograničenja	Strukturna ograničenja Min-max ograničenja	Strukturna ograničenja Min-max ograničenja	Strukturna ograničenja Min-max ograničenja
Ciljevi	Aditivna ciljna funkcija Težina, VCG	Višeciljni Težina, cijena, sigurnost	Višeciljni Težina, cijena, sigurnost
Rješenja	Jedno rješenje	<i>Pareto</i> fronta	<i>Pareto</i> fronta
Prosječan broj ciklusa za konvergenciju*	5-6	1 000÷ 10 000	10 000÷ 100 000
Brzina izvršenja*	1sec./ciklusu	0.15 sec./ciklusu	0.15 sec./ciklusu

*- Prosječan broj ciklusa za konvergenciju rješenja i brzina izvršenja dana je za primjer putničkog broda u 8.3.

Tablica 7-3 Osnovne specifičnosti optimizacijskih algoritama sustava OCTOPUS

8. PRIMJENA RAZVIJENIH PROJEKTNIH MODULA

8.1 Usporedba točnosti odziva 3D MKE generičkog i modela cijelog broda

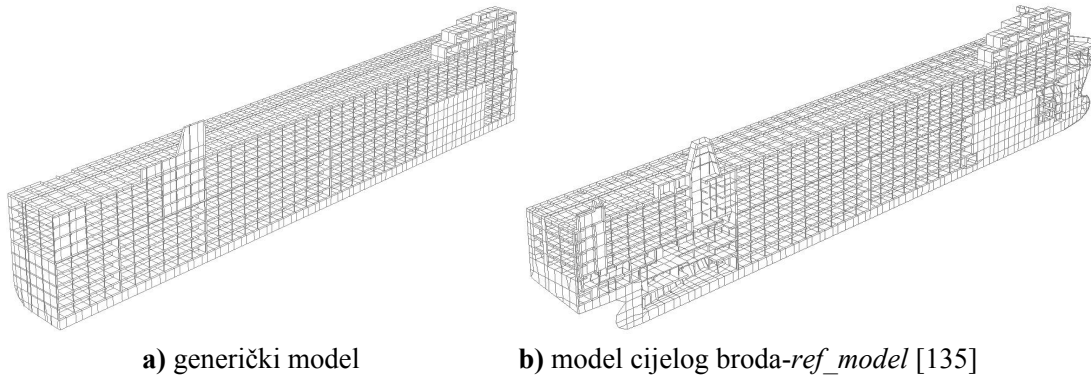
Uspoređivane su vrijednosti nominalnih primarnih+sekundarnih σ_x naprezanja po visini broda za 3D MKE model cijelog broda na razini grube mreže i generičkog 3D MKE modela predloženog u 4. poglavlju. Makroelementi ukrepljene membrane/ploče i grede s koljenom kao specijalni konačni elementi i osnovna jedinica za izgradnju generičkog modela detaljno su opisani u [25, 73]. Makroelementi nam omogućavaju veću fleksibilnost, brzinu modeliranja i naknadnog remodeliranja uslijed eventualne promjene mreže te su prilagođeni formalnoj optimizacijskoj proceduri. Komponente naprezanja ukrepljenog panela definiranog kao konačni element ukrepljene ploče (makroelement) definirani su kao u programu MAESTRO [135]. Kao testni primjer uzete su konstrukcije dva broda s karakterističnim visokim nadgradima duž cijele dužine trupa:

- (1) brod za prijevoz žive stoke,
- (2) putnički brod za kružna putovanja.

Za ove brodove izrađeni su 3D MKE modeli cijelog broda na razini grube mreže u skladu s preporukama klasifikacijskih društava [108, 136]. Strukturni odziv tih modela korišten je za usporedbu s odzivom predloženih generičkih modela (unutar $0.4 L$), pošto se takvi modeli koriste za finalnu evaluaciju podobnosti te su stoga uzeti kao referentni za ocjenu točnosti. Radi jednostavnosti daljnjeg zapisa 3D MKE model cijelog broda označen je kao: *ref_model* u tablicama i dijagramima koje slijede. Karakteristično je u oba prikazana primjera da zbog ne modeliranja stvarne forme broda u generičkim modelima (ekstrudirani su oko glavnog rebra) imamo nešto nižu poziciju neutralne linije te nešto veću krutost dvodna u generičkim modelima. To rezultira činjenicom da naprezanja u dvodnu imaju nešto manju vrijednost od referentnih. S druge strane evidentan je blagi porast naprezanja u gornjim palubama nadgrađa generičkih modela. Povećanjem točnosti modeliranja forme podvodnog dijela broda povećava se točnost odziva dvodna i cijelog presjeka te se smanjuje greška odziva u odnosu na referentni model cijelog broda. S druge strane povećanjem točnosti odziva povećavamo i složenost samog modela i vrijeme potrebno za njegovu izgradnju i manipulaciju pogotovo pri korištenju teorije eksperimenata u ispitivanju topologije i optimizaciji strukturnih dimenzija kao faze koje slijede (poglavlje 6 i 7). Vertikalni pomaci generičkih modela, zbog gore navedenih razloga, također su nešto manji u odnosu na referentni model.

8.1.1. Strukturni odziv broda za prijevoz žive stoke

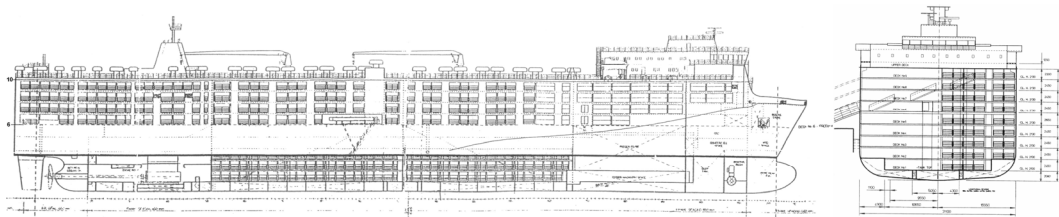
Generički model izgrađen je u skladu s napomenama predstavljenim u podpoglavlju 4.1. Na slici 8-1 prikazan je 3D MKE generički i referentni model cijelog broda, dok je generalni plan broda dan na slici 8-2.



Slika 8-1 3D MKE generički model i model cijelog broda- *brod za prijevoz žive stoke*

Karakteristike generičkog modela

- model je dobiven ekstruzijom presjeka oko glavnog rebra (R.102),
- strukturne dimenzije uniformne u području $0.4L$ oko glavnog rebra,
- najgornja paluba trupa je paluba 6.



Slika 8-2 Generalni plan broda za prijevoz žive stoke [137]

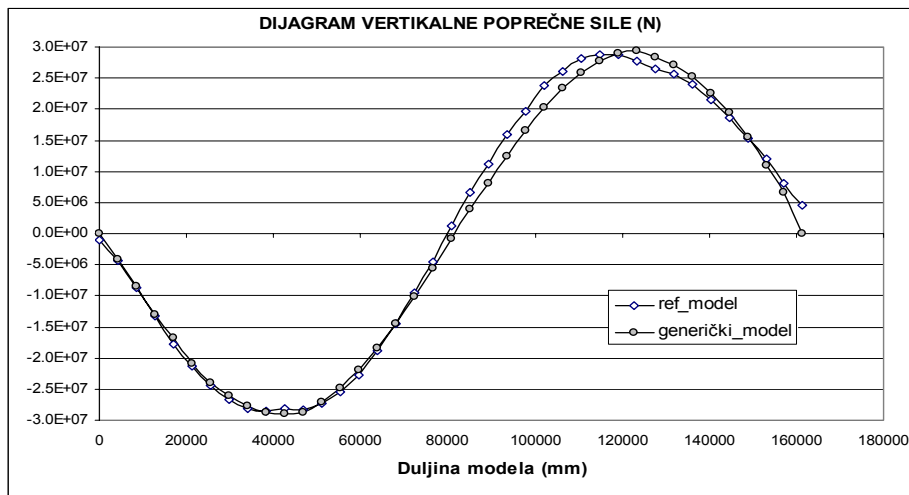
Model opterećenja

Primijenjena je metoda ekvivalentnog vala opisana u poglavlju 4.2.1. Slučaj opterećenja predstavlja stanje punog opterećenja s maksimalnim momentom savijanja oko glavnog rebra.

Usporedba komponenti opterećenja generičkog i modela cijelog broda:

MODEL	Tlak na palubama (kN/m ²)	Postignuti tlak na dnu (N/mm ²)	Karakteristike vala: a-amplituda (m) L-duljina (m)	Vertikalna akceleracija (m/s ²)	Smične sile (N)	Ukupni vertikalni moment savijanja (Nmm)
<i>ref_model</i>	4.0	0.106	a=4.0 m L=165 m	5.0	+2.84 *10 ⁷ -2.90*10 ⁷	-1.51*10 ¹²
<i>generički model</i>	4.0	0.104	a=4.4 m L=160 m	5.0	+2.93 *10 ⁷ -2.92*10 ⁷	-1.51*10 ¹²

Prilagodba krivulje opterećenja (q) realizirana je promjenom amplitude vala kako bi se postigla tražena distribucija ukupne smične sile i vertikalnog momenta savijanja, slika 8-3.



Slika 8-3 Usporedba distribucije vertikalne poprečne sile referentnog i generičkog modela

Usporedba odziva

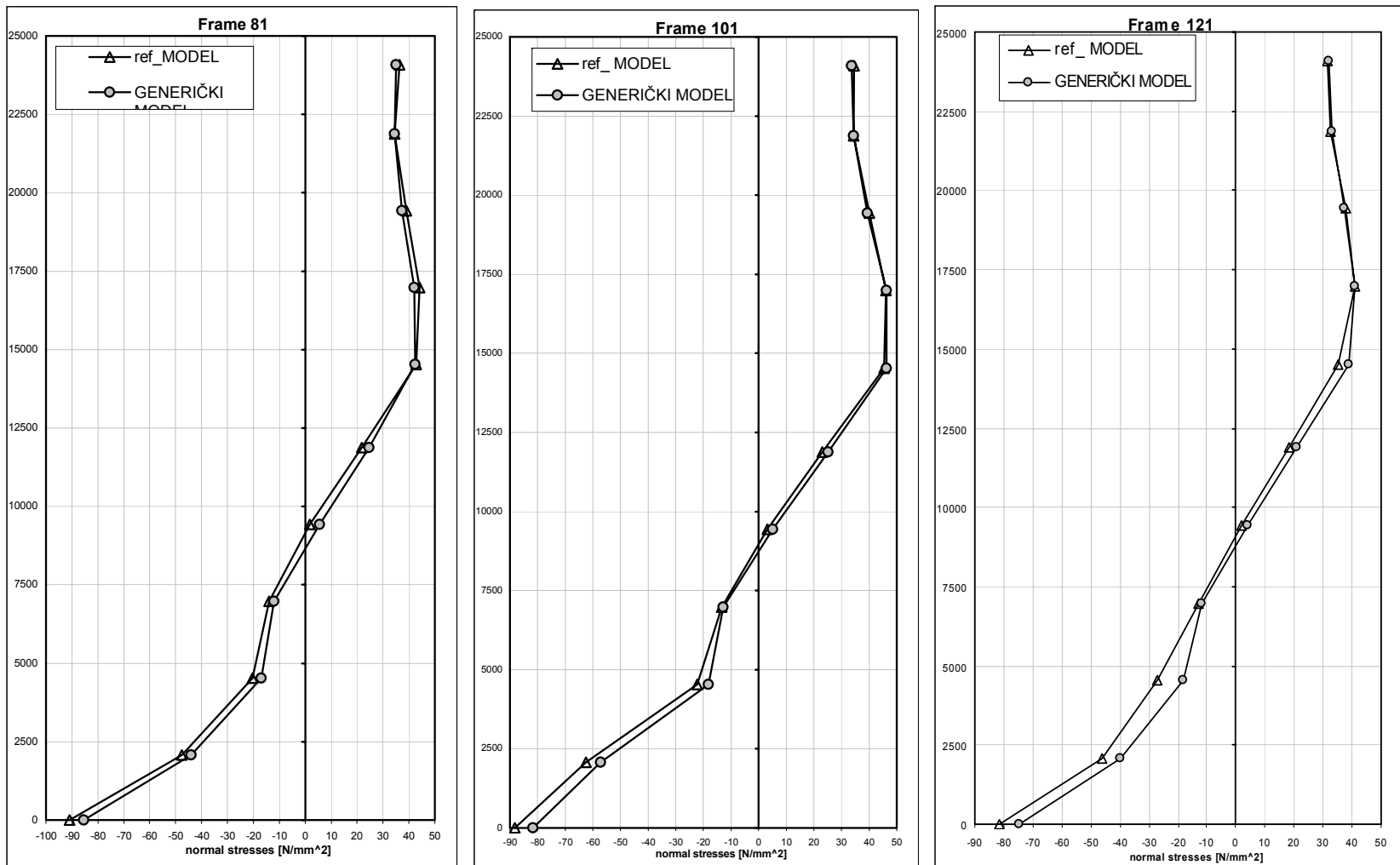
Uspoređen je odziv oba modela na 7 presjeka unutar 0.4L oko glavnog rebra. U tablici 8-1 dan je sumarni prikaz srednjih numeričkih vrijednosti razlike naprezanja po pojedinim zonama po visini broda za razmatrane presjeke i oba modela. Detaljni ispis numeričkih vrijednosti naprezanja po visini dan je u tablicama u Prilogu C1, dok je grafički prikaz istog dan na slici 8-4. Termin naprezanje označava primarna+sekundarna nominalna membranska naprezanja u oplati lima. Odstupanje u naprezanjima generičkog u odnosu na referentni model izraženo je kao odnos razlike naprezanja te je izraženo u postocima (%):

$$\Delta\sigma = \frac{\sigma_{x,ref} - \sigma_{x,gen}}{\sigma_{x,ref}} \cdot 100\%$$

	Greška naprezanja $\Delta\sigma$ (%) unutar 0.4L oko glavnog rebra						
	Rebro 71	Rebro 81	Rebro 91	Rebro 101	Rebro 111	Rebro 121	Rebro 131
Srednje odstupanje u palubama nadgrađa_(D7÷D10)	4.4 %	3.2 %	2.8 %	1.2 %	1.4 %	1.4 %	4.4 %
Srednje odstupanje u palubama trupa_(D0÷D6)	14.6 %	8.0 %	5.4 %	7.0 %	8.1 %	12.9 %	12.9 %
Srednje odstupanje po cijelom presjeku_(D0÷D10)	10.5 %	6.0 %	4.3 %	4.7 %	5.4 %	8.3 %	9.5 %

Tablica 8-1 Usporedba naprezanja 3D MKE generičkog i referentnog modela

Slična razina greške (kao u tablici 8-1) dobiva se za i za slučaj opterećenja kad imamo progibni vertikalni moment savijanja $M_{w,sagg}$ jednak valnom momentu savijanja po IACS Pravilima. Razina naprezanja u tom slučaju manja je zbog niže vrijednosti ukupnog vertikalnog momenta savijanja u odnosu na progibni slučaj.



Slika 8-4 Usporedba napreznja 3D MKE generičkog i referentnog modela- brod za prijevoz žive stoke

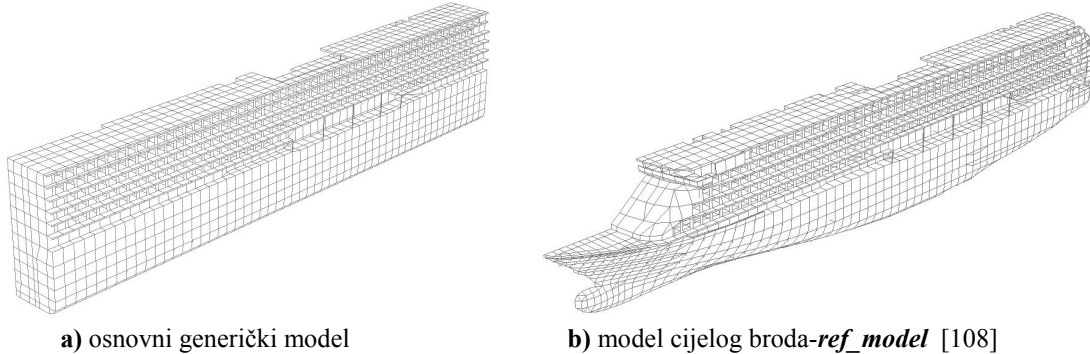
Na osnovu prikazanih rezultata moguće je donijeti sljedeće zaključke uspoređujući odziv generičkog i modela cijelog broda (*ref_modela*), Tablica 8-1 i tablice/slike u Prilogu C1:

- U palubama nadgrađa razlika u naprezanjima iznosi ispod 5 % i rezultat vrlo malo varira duž modela unutar $0.4L$.
- U palubama trupa srednja razlika u naprezanjima iznosi ispod 10 % i raste kako se udaljavamo od glavnog rebra prema krajevima zbog promjene forme.
- Odstupanje naprezanja u strukturi trupa više se mijenja zbog promjene forme posebno u strukturi dvodna gdje do utjecaja dolazi sekundarno savijanje jakih uzdužnih nosača dvodna koji naprezanja prenose na oplatu dna i pokrova.
- Generički model i kvalitativno i kvantitativno dobro slijedi distribuciju naprezanja po visini posebno u palubama nadgrađa (palube D7 do D10) i gornjim palubama trupa (palube D5 i D6).
- Razlika vertikalnih pomaka generičkog i referentnog modela je oko 5 %, gdje je referentni model cijelog broda manje krut te daje veće pomake.
- Pad naprezanja u palubama po širini palube prisutan je u oba modela i kvalitativno se dobro prate. Slike usporedbe naprezanja u oba modela po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa dani su u Prilogu C1.

Rezultati u palubama nadgrađa generičkih modela pokazuju vrlo dobro poklapanje s rezultatima referentnog modela. Točnost rezultata u strukturi trupa posebno dvodna može se povećati točnijim modeliranjem forme broda na način da se izabere nekoliko karakterističnih presjeka duž broda između kojih se ekstrudira struktura ne mijenjajući primarnu topologiju. Na takav način brod kao globalna greda vjernije slijedi promjenu karakteristika poprečnog presjeka duž broda.

8.1.2 Strukturni odziv putničkog broda za kružna putovanja

Generički model izgrađen je u skladu s napomenama predstavjenim na početku poglavlja. Na ovom primjeru istraživana je i utjecaj promjene forme na točnost rezultat kod proračuna uzdužne čvrstoće. Na slici 8-5 prikazana je 3D MKE osnovni generički i model cijelog broda, dok je generalni plan broda dan na slici 8-6.

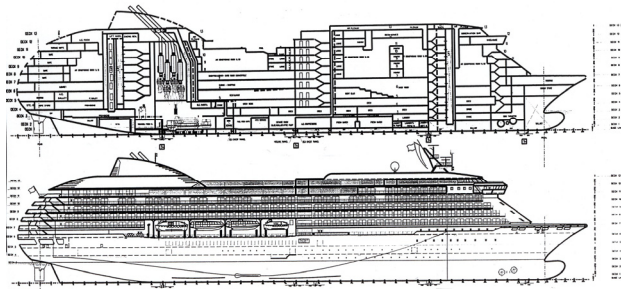


a) osnovni generički model

b) model cijelog broda-*ref_model* [108]Slika 8-5 3D MKE generički model i model cijelog broda- *brod za kružna putovanja*

Karakteristike generičkog modela

- model je dobiven ekstruzijom presjeka oko glavnog rebra (R.115),
- strukturne dimenzije uniformne u području $0.4L$ oko glavnog rebra.



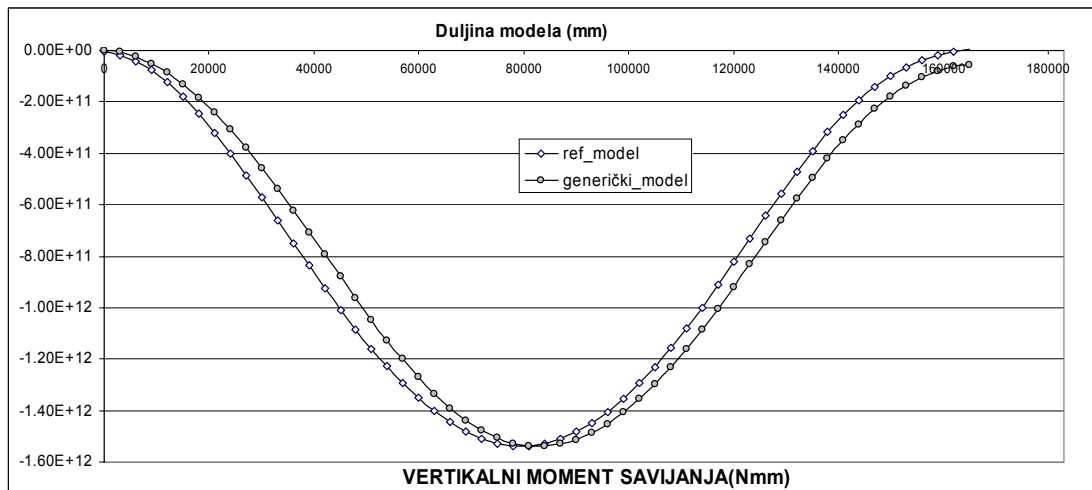
Slika 8-6 Generalni plan putničkog broda za kružna putovanja [108]

Model opterećenja

Primijenjena je metoda ekvivalentnog kvazi-statičkog vala opisana u 4.2. Usporedba komponenti opterećenja generičkog i modela cijelog broda:

MODEL	Tlak po palubama (kN/m ²)	Postignuti tlak na dnu (N/mm ²)	Karakteristike vala: a-amplituda (m) L-duljina (m)	Vertikalna akceleracija (m/s ²)	Smične sile (N)	Ukupni vertikalni moment savijanja (Nmm)
<i>ref_model</i>	3.0÷8.0	0.088	a=2.2 L=175	4.0	+3.01 *10 ⁷ -2.97*10 ⁷	-1.54*10 ¹²
<i>generički model</i>	3.0÷8.0	0.094	a=4.1 L=168	4.0	+2.93 *10 ⁷ -2.89*10 ⁷	-1.54*10 ¹²

Prilagodba krivulje opterećenja (q) realizirana je promjenom amplitude vala kako bi se postigla tražena distribucija ukupne smične sile i vertikalnog momenta savijanja, slika 8-7.



Slika 8-7 Usporedba distribucije vertikalnog momenta savijanja referentnog i generičkog modela

Usporedba odziva

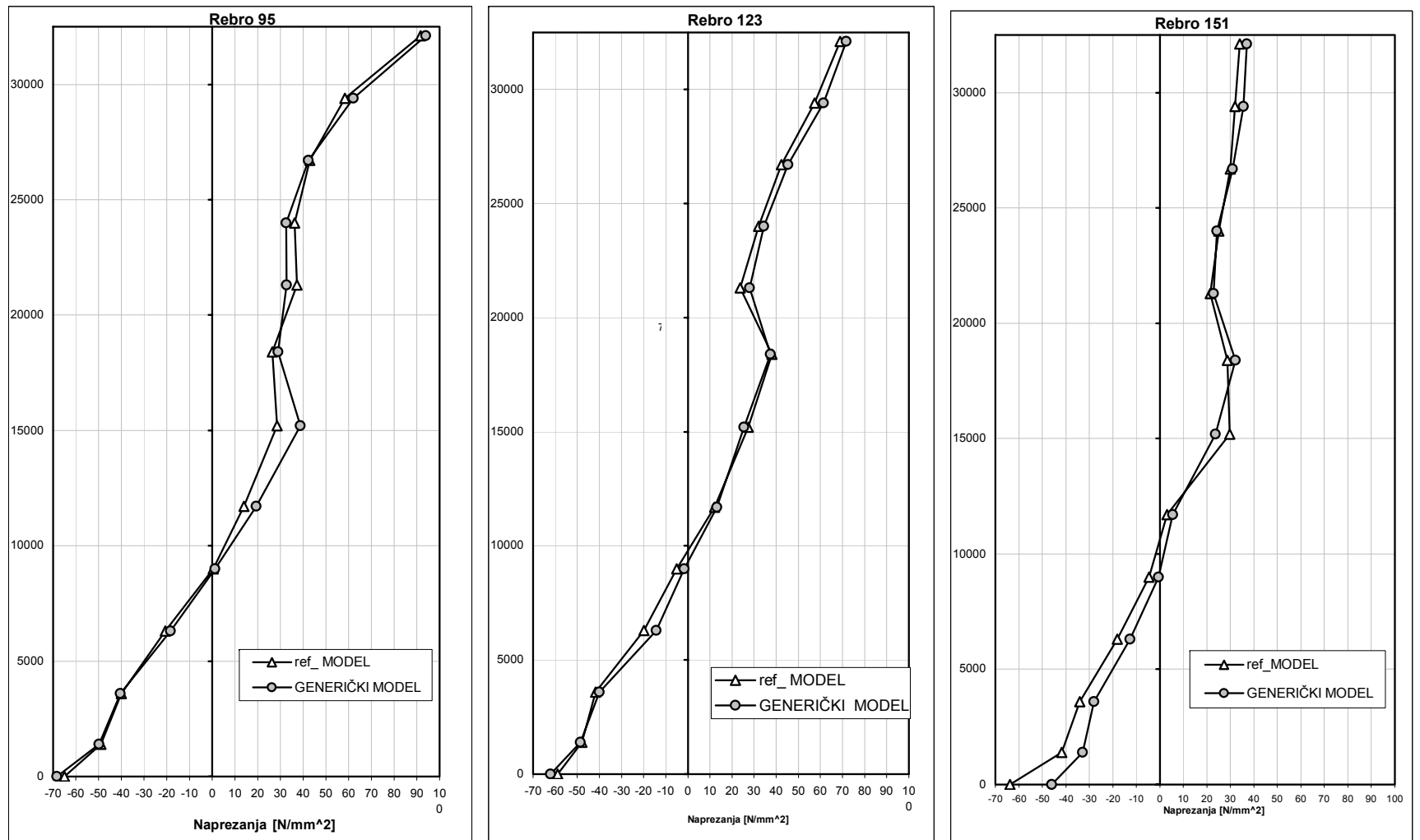
Uspoređen je odziv oba modela na šest presjeka unutar $0.4L$ oko glavnog rebra. U tablici 8-2 dan je sumarni prikaz srednjih numeričkih vrijednosti razlike napreznja po pojedinim zonama po visini broda za razmatrane presjeke i oba modela. Detaljni ispis numeričkih vrijednosti napreznja po visini dan je u tablicama u Prilogu C2, dok je grafički prikaz istog dan na slici 8-8. Odstupanje u napreznjima generičkog u odnosu na referentni model izraženo je kao:

$$\Delta\sigma = \frac{\sigma_{x,ref} - \sigma_{x,gen}}{\sigma_{x,ref}} \cdot 100\%$$

	Greška napreznja $\Delta\sigma$ (%) unutar $0.4L$ oko glavnog rebra					
	Rebro 79	Rebro 95	Rebro 107	Rebro 119	Rebro 131	Rebro 151
Srednje apsolutno odstupanje u palubama nadgrada (D7÷D12)	10.5 %	7.1 %	4.3 %	7.7 %	2.7 %	7.6 %
Srednje apsolutno odstupanje u palubama trupa (D0÷D6)	21.0 %	15.7 %	7.0 %	9.3 %	8.6 %	23.6 %
Srednje apsolutno odstupanje po cijelom presjeku (D0÷D12)	15.5 %	11.4 %	5.7 %	8.5 %	5.7 %	14.9 %

Tablica 8-2 Usporedba napreznja 3D MKE generičkog i referentnog modela

Odstupanja u napreznjima nešto su veća u ovom nego u prvom primjeru. To se može protumačiti prvenstveno zbog kompleksnije strukture putničkog broda koja ima puno više lokalnih promjena (otvori, parcijalne pregrade, debljine,..) nego relativno monotona struktura broda za prijevoz stoke, a ti detalji su uključeni u 3D MKE model cijelog broda (*ref_model*) koji je korišten za usporedbu. Spomenute lokalne promjene nisu uključene u generičke model, jer je pretpostavka na kojima su građeni, da su te informacije projektantu u konceptualnoj fazi nedostupne i definiraju se naknadno u preliminarnoj fazi.

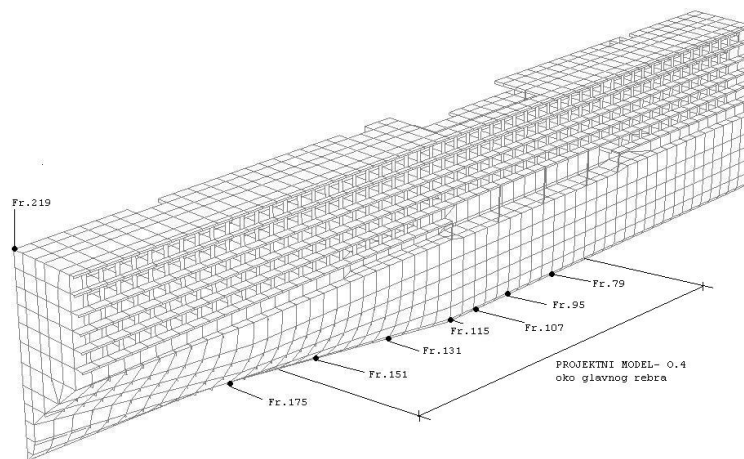


Slika 8-8 Usporedba naprezanja 3D MKE generičkog modela i referentnog modela- brod za kružna putovanja

Na osnovu prikazanih rezultata moguće je donijeti sljedeće zaključke uspoređujući odziv generičkog i referentnog modela, tablica 8-2 i tablice/slike u Prilogu C2:

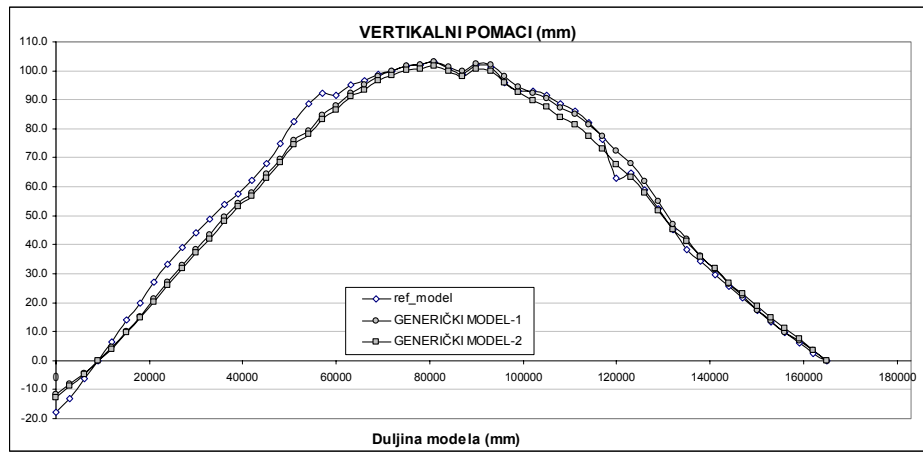
- U palubama nadgrađa razlika u napreznjima prosječno iznosi oko 7 % i rezultat vrlo malo varira duž modela unutar 0.4L.
- U palubama trupa srednja razlika u napreznjima prosječno iznosi oko 15 % i raste kako se udaljavamo od glavnog rebra prema krajevima zbog promjene forme.
- Odstupanje napreznja u strukturi trupa više se mijenja zbog promjene forme posebno u strukturi dvodna gdje do utjecaja dolazi sekundarno savijanje jakih uzdužnih nosača dvodna koji ta napreznja prenose na oplatu dna i pokrova. To je izraženo kod rebra 131, a posebno kod rebra 151 gdje osnovni generički model daje oko 20 % manja napreznja.
- Generički model kvalitativno i kvantitativno dobro prati distribuciju napreznja po visini posebno u palubama nadgrađa (palube 7 do 12) i gornjim palubama trupa (palube 5 i 6).
- Promjena napreznja po širini pojedine palube prisutan je u oba modela i kvalitativno se dobro prate. Slike usporedbe napreznja u oba modela po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa dani su u Prilogu C2.

U cilju istraživanja senzitivnosti rezultata, posebno u strukturi dvodna gdje se znatnije mijenja forma osnovni generički model (GEN-1) prikazan na slici 8-5 dodatno je profinjen u području pramca ispod palube 6, slika 8-9. Geometrija je jednostavno generirana odabirom 3 karakteristična presjeka (Fr.115-175-219) te su točke između odabranih presjeka generirane automatskom linearnom interpolacijom (GEN -2).



Slika 8-9 Dodatno profinjen 3D MKE generički model-(GEN-2)

Vertikalni pomaci referentnog modela i oba generička modela dobro se prate gdje je osnovni generički model nešto krući tj. daje manje vertikalne pomake, slika 8-10. Rezultati distribucije primarnih napreznja po visini broda prikazani su kroz tablicu 8-3 i na dijagramima na slici 8-11.



Slika 8-10 Usporedba pomaka referentnog (GEN-1) i profinjenog generičkog modela (GEN-2)

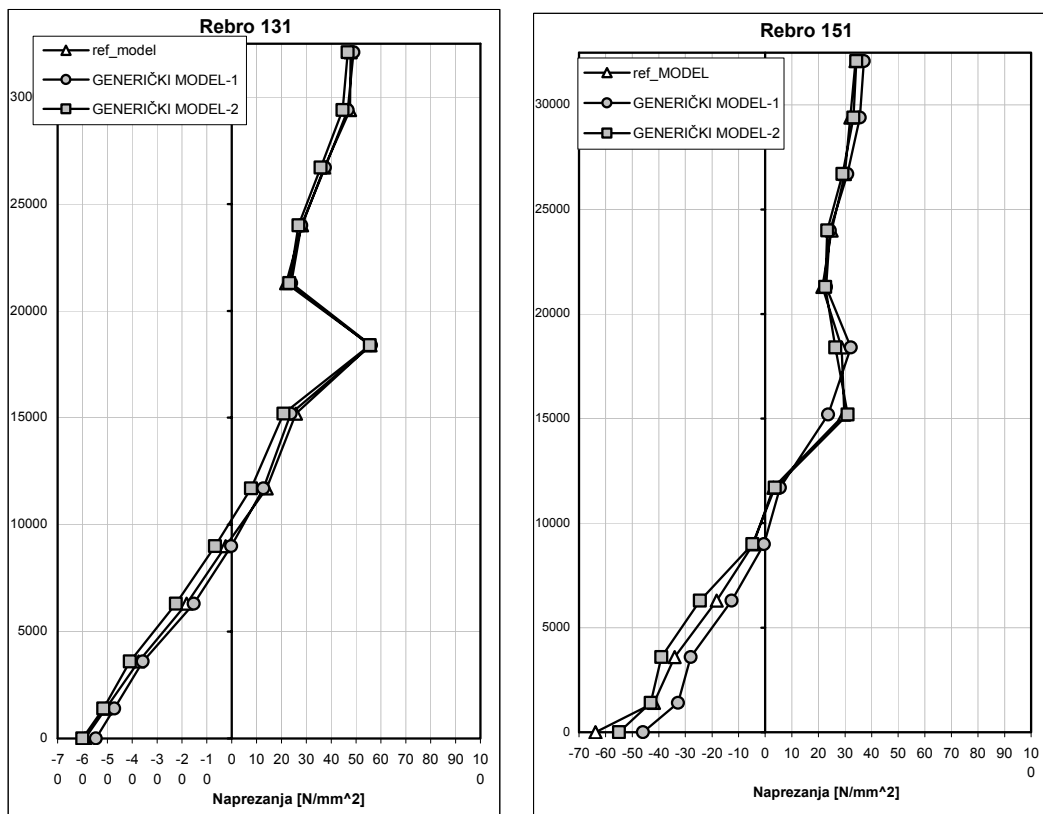
Naprezanja očitana na vojevima paluba prvim do boka broda		Rebro 131			Rebro 151		
		Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)
		ref_model	Profinjeni generički model		ref_model	Profinjeni generički model	
Paluba	Visina od osnovice (mm)						
12	32100	47.8	46.7	2.3	33.9	34.3	-1.2
11	29400	47.6	44.6	6.3	32.0	33.2	-3.7
10	26700	37.2	35.8	3.8	29.9	29.1	2.7
9	24000	28.3	26.9	4.9	25.0	23.3	6.8
8	21300	21.9	23.2	-5.9	21.5	22.6	-5.1
7	18400	55.8	55.6	0.4	28.7	26.4	8.0
6	15200	25.8	20.8	19.4	29.7	31	-4.4
5	11700	14.0	7.8	/*	3.1	3.6	-16.1
4	9000	-2.4	-6.7	/*	-4.5	-4.8	-6.7
3	6300	-18.1	-22.4	-23.8	-18.2	-24.5	-34.6
2	3600	-37.5	-41	-9.3	-34.0	-39	-14.7
1	1400	-50.7	-51.6	-1.8	-41.8	-43	-2.9
0	0	-59.0	-60	-1.7	-63.8	-55	13.8
Srednje apsolutno odstupanje u palubama nadgrađa (D7÷D12)				3.9 % (2.7%)			4.6 % (7.6%)
Srednje apsolutno odstupanje u palubama trupa (D0÷D6)				11.2 % (8.6%)			13.3 % (23.6%)
Srednje apsolutno odstupanje po cijelom presjeku (D0÷D12)				7.2 % (5.7%)			9.3 % (14.9%)

Napomena: /*- oko N.L nije ispisivana razlika u naprezanjima zbog male vrijednosti i variranja u predznaku

(-) vrijednost u zagradi je vrijednost osnovnog generičkog modela prema tablici C-4, Prilog C-2

Tablica 8-3 Usporedba naprezanja referentnog i dodatno profinjenog generičkog modela

Usporedbom rezultata osnovnog i profinjenog generičkog modela uočena je zanemarivo mala senzitivnost na rezultate oko glavnog rebra (područje rebara 79, 95, 107, 119, te je prikaz rezultata izostavljen). Također je vrlo mala razlika u rezultatima osnovnog i dodatno profinjenog modela u odnosu na dio koji blaže mijenja formu, presjek na rebro 131 u tablici 8-3.



Slika 8-11 Usporedba naprezanja referentnog (GEN-1) i profinjenog generičkog modela (GEN-2)

Iz iste tablice primjećujemo vrlo dobro poklapanje rezultata u dvodnu (Fr.131) oko 2% razlike u odnosu na *ref_model*. Značajnija razlika prisutna je u području značajnije promjene forme (rebro 151) koje se nalazi pri kraju projektnog modela. Profinjeni generički model daje bolje rezultate prvenstveno u strukturi dvodna sa srednjim odstupanjem u strukturi donjeg trupa oko 13% u odnosu na 23 % osnovnog generičkog modela. Također se da primijetiti da u donjem dijelu trupa naprezanja za profinjeni generički model (GEN-2), slika 8-11, bolje prate na *ref_model*, u odnosu na osnovni generički (GEN-1).

Generalno iz dva razmatrana primjera možemo zaključiti:

- Greška u veličini naprezanja je zadovoljavajuća za konceptualnu fazu projektiranja.
- Na predloženim modelima moguće je efikasno provesti dvije predložene faze: topološko istraživanje projektnog prostora i optimizaciju strukturnih dimenzija.

Dodatno profinjeni generičkih modeli, gdje se glavna promjena odvija u modelu rubnih uvjeta, slika 4-2, nisu neophodan korak u topološkom istraživanju kad se operira s brojnim varijantama MKE modela jer usporavaju proces, a bitno ne pridonose točnosti rezultata. U koraku strukturne optimizacije, kada imamo samo nekoliko modela odabrane topologije, osnovni generički model može se dodatno profiniti kako bi se na krajevima projektnog modela dobili točniji rezultati.

8.2 Primjena metodologije istraživanja utjecaj topoloških parametara

8.2.1 Istraživanje utjecaja topologije na primarni odziv konstrukcije putničkog broda

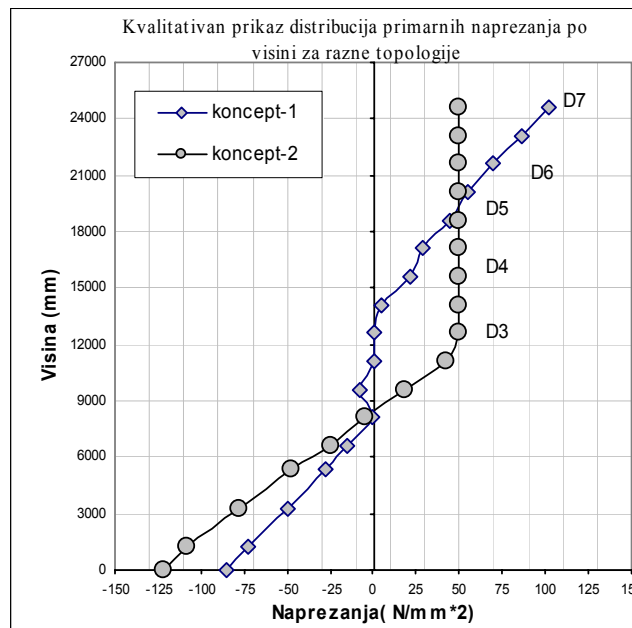
Kao primjer primjene metodologije topološkog istraživanja, prikazane kroz 6. poglavlje, uzeti je model pojednostavljenog putničkog broda tzv. *ISSC benchmark 2006*, slika 5-3, koji je kao test primjer obrađen i u petom poglavlju na problemu granične čvrstoće trupa [105]. Iako predstavlja fiktivnu konstrukciju uzeti primjer dovoljno je reprezentativan i složen za istraživanje problema interakcije trup nadgrađe. Glavno rebro i osnovni podaci o modelu dani su na slici 5-3.

KORAK 1: Identifikacija problema i definiranje cilja

Cilj provedenog istraživanja bio je:

- ispitati kako se mijenjaju primarna normalna naprezanja konstrukcije (trup+nadgrađe) promjenom odabranih topoloških karakteristika konstrukcije;
- identificirati topološke parametre koji dominantno utječu na uniformnost distribucije primarnih naprezanja po visini u palubama nadgrađa (D3-D7).

Izvorna varijanta razmatrane konstrukcije (koncept-1) ima distribuciju primarnih naprezanja po visini takvu da relativno dobro prati teoriju grede, slika 8-12. Kroz ovaj rad, provedeno je istraživanje koncepta kod kojeg gornje palube nadgrađa participiraju u uzdužnoj čvrstoći na način da su otprilike podjednako napregnute (koncept-2), slika 8-12.



Slika 8-12 Prikaz primarnih naprezanja po visini presjeka za dvije topološke varijante

Tehnološki zahtjevi i minimizacija proizvodnih troškova nastoje ujednačiti strukturne dimenzije posebno paluba koje su opterećene istim lokalnim opterećenjem. Često zahtjevi za minimalnim

dimenzijama po Pravilima i lokalna opterećenja definiraju strukturne dimenzije gornjih paluba koje nije moguće dalje smanjivati. U slučaju neefikasnosti ili pak prevelike efikasnosti takvih paluba u primarnoj čvrstoći dolazimo do projekta kojeg odlikuje višak sigurnosti tj. povećana izdržljivost u odnosu na realno stanje naprezanja pojedinih paluba. *Koncept-1* karakterizira neujednačena distribucija primarnih naprezanja u palubama nadgrađa. Palube D3 i D4, opterećene su relativno malim, a palube D6 i D7 povećanom razinom primarnih naprezanja. U tom slučaju nameće se definiranje takvog strukturnog koncepta koji bi rezultirao u ujednačenom sudjelovanju gornjih paluba u preuzimanju primarnih naprezanja do prihvatljive razine uz smanjivanje strukturnih dimenzija. Za palube opterećene istim lokalnim opterećenjem slična razina primarnih naprezanja omogućila bi ujednačenu razinu sigurnosti takvih paluba. Koncept je posebno zanimljiv u slučaju povećanog progibnog vertikalnog momenta savijanja trupa, koji izaziva pojavu tlačnih naprezanja u relativno tankim gornjim palubama nadgrađa. Također je za pretpostaviti da takav koncept rezultira i smanjenom pozicijom težišta po visini.

Komponente naprezanja prema kojima se izračunava vrijednosti odzivnih varijabli dobivaju se kao rezultati prethodno provedenih MKE proračuna na predloženim generičkim modelima. Primarna naprezanja korigirana su za utjecaj sekundarnih naprezanja uslijed savijanja jakih uzdužnih nosača. Kao odzivna varijabla (projektni atribut) koristio se sljedeći izraz:

$$Y = \Delta\sigma = \sqrt{\sum_i^m (\sigma_{s,i} - \bar{\sigma})^2} \quad (8.1)$$

$$\text{Gdje su: } \sigma_{s,i} = \frac{\sum_j^n A_j \cdot \sigma_{j,i}}{\sum_j^n A_j}; \quad \bar{\sigma} = \frac{\sum_i^m \sigma_{s,i}}{m} \quad (8.2)$$

$\sigma_{s,i}$ - srednje primarno naprezanje na pojedinoj i -toj palubi nadgrađa, $j=1,..n$; (n =broj vojeva po širini palube i),

$\sigma_{j,i}$ - primarno naprezanje u voju j na palubi i ,

$\bar{\sigma}$ - srednje primarno naprezanje između svih paluba nadgrađa, $i=1..m$; ($m=5$, palube od D3 do D7).

Cilj nam je odabirom prikladnih nivoa izabranih parametara minimizirati vrijednost projektnog atributa, čime se postiže uniformnosti primarnih naprezanja po visini strukture nadgrađa.

KORAK 2: Identifikacija i odabir utjecajnih parametara te pridruživanje vrijednosti na određenom nivou

Ovaj korak pretpostavlja vrlo dobro poznavanje fizike problema kako bi se uvrstili svi relevantni parametri ovisno o specifičnosti problema. Kod topoloških problema obično su zbog logike konstrukcije varijable diskretne. Iz pregleda literature (2. poglavlje) i prethodno provedenih inicijalnih testova u razmatranje su uzeti sedam parametara na 3 nivoa, tablica 8-4.

Opis parametra		Nivo 1	Nivo 2	Nivo 3
A	Pozicija resesa po širini (udaljenost od linije boka)	$z=5600$ mm	$z=2800$ mm	$z=0$ mm (u liniji s bokom)
B	Duljina uzdužne pregrade između D3 i D7 u uzdužnom smjeru (mjereno od glavnog rebra)	L	0.7 L	0.4 L
C	Postojanje uzdužne pregrade (LBHD) između D3 i D7 po visini broda	D3-D7	D3-D5 (D5-D7-upore)	Nema pregrade (D3-D7 upore)
D	Veličina (tip) otvora na boku (D3-D7) *	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$	$(hw/h)=(sw/s)=0.7$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$
E	Otvori u gornjim palubama nadgrađa	nema ih	Otvori u D4 i D5	Otvori u D6 i D7
F	Duljina otvora u gornjim palubama nadgrađa	12m	24m	36m
G	/-----nije definiran parametar	/	/	/
H	Broj poprečnih pregrada	Nema pregrade	Jedna pregrada (oko 0.5 L)	Tri pregrade (0.25, 0.5, 0.75L)

* za definiciju otvora uzet je omjer visine otvora i razmak paluba(hw/h) te širine otvora i razmaka okvira (sw/s), prema poglavlju 4.1.1.3

Tablica 8-4 Opis odabranih parametara i vrijednosti na određenom nivou

KORAK 3: Odabir ortogonalnog polja OA

Odabir vrste ortogonalnog polja prvenstveno ovisi o broju parametara/interakcija i broju nivoa (vidi poglavlje 6.1.2). Za odabir prikladnog ortogonalno polje (OA) potrebno je razmotriti broj stupnjeva slobode eksperimenta. Stupanj slobode parametra je jedan manje od odabranog broja nivoa za taj parametar: $v_f = broj\ nivoa - 1 = 3 - 1 = 2$

Opće pravilo je da odabrano ortogonalno polje s kojim će se provesti eksperiment generira broj kombinacija/projekata (broj redova u OA) barem jedan više od ukupnog stupnja slobode svih faktora :

$$L_N = (broj\ parametara \cdot v_f) + 1 = (7 \cdot 2) + 1 = 15$$

Prilikom pridruživanja odabranih parametara stupcima ortogonalnog polja korišteni su linearni grafovi preko koji su definirani odnosi glavnih efekata i interakcija tj. njihova pozicija u kolonama ortogonalnog polja [115]. Na samom početku procesa projektiranja kada nastojimo brzo pretražiti veći projektni prostor obično promatramo samo glavne efekt većeg broja parametara te je ortogonalno polje jako popunjeno (eng. *saturated design*). U tom slučaju imamo relativno velik broj parametara te je rezolucija eksperimenta postavljena vrlo nisko (nivo 1, tablica 6-4). Nakon određivanja utjecajnih parametar u sljedećem koraku povećava se rezolucije uz odabir samo dva-tri dominantna parametra. Za razmatrani problem u prvom koraku uzeto je ortogonalno polje L_{18} , s tim da su slučajnim odabirom pridruženi stupci ortogonalnog polja odabranim parametrima (sedam parametara na tri nivoa- 3^7), tablica 8-5. Parametar G nije korišten tako da su njegovi stupnjevi slobode ostali neiskorišteni te su pridruženi greški. Interakciju parametra nije moguće generirati jer zahtjeva minimalno $2 \cdot 2 = 4$ dodatna stupnja slobode. Kako je broj stupnjeva slobode svih parametara jednak 14, a ukupan broj stupnjeva slobode eksperimenta korištenjem L_{18} jednak 17, u tom slučaju broj stupnjeva slobode premašio bi dozvoljeni.

PROJEKTI	PARAMETRI							
	G	D	A	B	E	C	H	F
L1	1	1	1	1	1	1	1	1
L2	1	1	2	2	2	2	2	2
L3	1	1	3	3	3	3	3	3
L4	1	2	1	1	2	2	3	3
L5	1	2	2	2	3	3	1	1
L6	1	2	3	3	1	1	2	2
L7	1	3	1	2	1	3	2	3
L8	1	3	2	3	2	1	3	1
L9	1	3	3	1	3	2	1	2
L10	2	1	1	3	3	2	2	1
L11	2	1	2	1	1	3	3	2
L12	2	1	3	2	2	1	1	3
L13	2	2	1	2	3	1	3	2
L14	2	2	2	3	1	2	1	3
L15	2	2	3	1	2	3	2	1
L16	2	3	1	3	2	3	1	2
L17	2	3	2	1	3	1	2	3
L18	2	3	3	2	1	2	3	1

Tablica 8-5 Pridruživanje parametara stupcima ortogonalnog polja L_{18}

KORAK 4: Provođenja eksperimenta

18 projekata u ortogonalnom polju L_{18} u biti predstavljaju različite generičke 3D MKE modele. Zahvaljujući mogućnostima današnjih predprocesora za modeliranje, generički modeli vrlo lako se generiraju iz osnovnog modela, slika 5-6. S obzirom da se radi o korištenju teorije eksperimenata u projektne svrhe, provođenje samog eksperimenta zapravo predstavlja izvršenje niza od osamnaest numeričkih MKE proračuna. Kao rezultat generiraju se svi podaci potrebni za proračun projektnog atributa Y . Prilikom provođenja numeričkog proračuna pretpostavlja se stabilnost samog rješavača MKE problema. Proračun strukturnog odziva u ovom primjeru proveden je korištenjem programskog paketa MAESTRO [135]. Prilikom modeliranja korištene su postavke iz poglavlja 4. Osnovni presjek kopiran je duž cijele dužine modela. Bočni otvori su modelirani metodom ekvivalentne smične krutosti (poglavljje 4.1.1.3). Strukturne dimenzije svih varijanti bile su fiksirane prema izvornim dimenzijama prototipa, slika 5-3. Razmatrana su dva slučaja opterećenja progib i pregib sljedećih karakteristika:

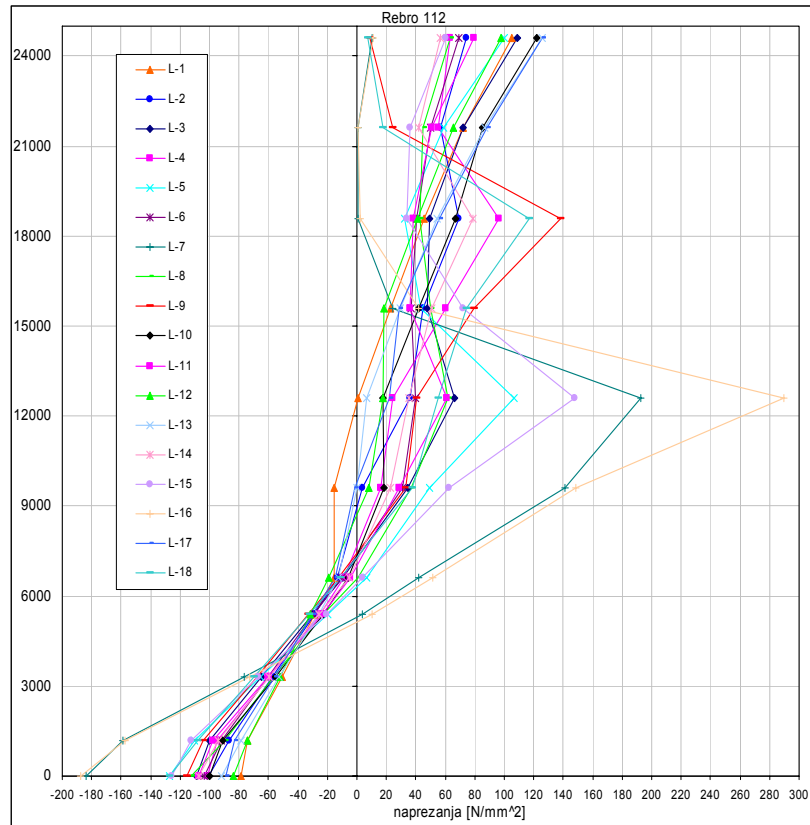
MODEL	Tlak po palubama (kN/m ²)	Gaz (m)	Postignuti tlak na dnu (N/mm ²)	Karakteristike vala: a-amplituda (m) L-duljina (m)	Vertikalna akceleracija (m/s ²)	Ukupni vertikalni moment savijanja (kNm)
LC1-(pregib)	10	5.5	0.088	a=3.5; L=165	3.35	1.04*10 ⁶
LC2-(progib)	10	5.5	0.094	a=4.1; L=165	3.35	-0.71*10 ⁵

Tablica 8-6 Slučajevi opterećenja

Za razmatrani projektni problem razne komponente opterećenja mogli bi se identificirati kao *parametre šuma*. Ipak, brojni provedeni testovi strukturnog odziv u elastičnom području pokazali

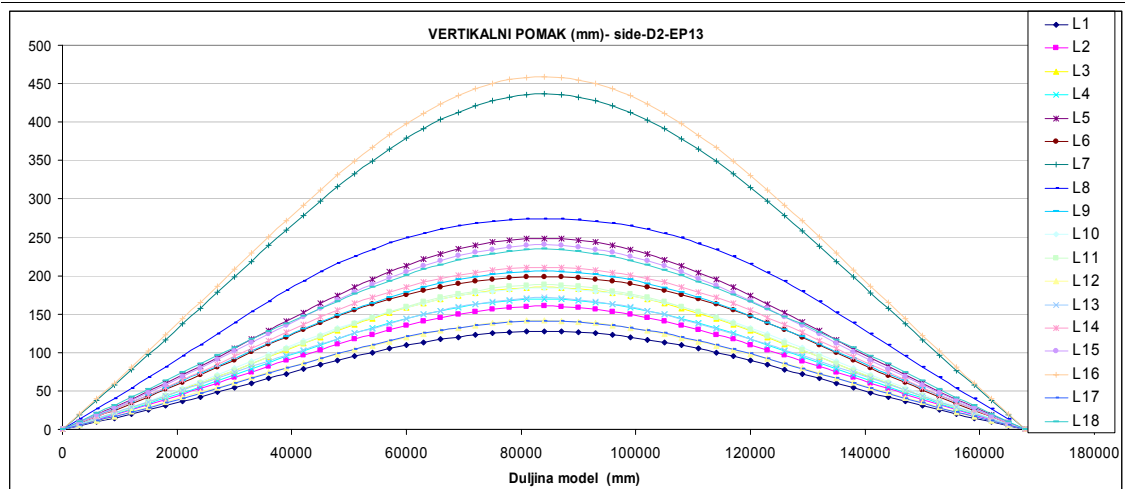
su da veličina i predznak vertikalnog momenta savijanja ne utječu na stupanj efikasnosti paluba nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći.

Obrađeni su rezultati s nekoliko različitih presjeka duž promatrane zone oko $0.4 L$, (R.64, 80 i 112) za oba slučaja opterećenja. Različita naprezanja po širine pojedine palube su usrednjena poštujući princip jednakosti sila prema izrazu (8.2). Kao primjer, na slici 8-13, prikazana je distribucija primarnih naprezanja po visini za svih 18 projekata, za LC1 i poziciju oko glavnog rebra, R.112.



Slika 8-13 Usporedba primarnih naprezanja L_{18} projekata po visini presjeka za R.112 i LC1

Ponavljanje (eng. *repetitions*) koja se provodi zbog izdvajanja faktor šuma ovdje nije potrebno pošto se pretpostavlja da računalni program koji koristi MKE daje za iste početne uvjete uvijek isti rezultat (zanemarujući moguću vrlo mala numeričku pogrešku koja ne utječe na vrijednost projektnog atributa Y). Moguće je ugraditi određene dodatne *filtere* tj. provjere odzivnih varijabli na druge projektne karakteristike npr. pomake. Na slici 8-14 dan je prikaz vertikalnih pomaka duž modela. Vidimo da određene varijante (L7 i L16) imaju jako izražene pomake što znači da zbog reducirane krutosti i prevelikih vertikalnih pomaka mogu biti neprihvatljive. Podrazumijeva se da je moguće izraziti i neki drugi projektni atribut te s njime paralelno provesti cjelokupnu metodologiju.

Slika 8-14 Usporedba vertikalnih pomaka duž modela- L₁₈ projekata

Rezultati napreznja tablično su obrađeni za tri presjeka ($n_s=3$) i dva slučaja opterećenja ($n_l=2$) te je generirana odzivna varijabla Y_i prema (8-1) i izračunat SN_S (signal-to-noise) omjer manje je

bolje, tablica 8-7: $SN_S = -10 \log\left(\frac{1}{6} \sum_{i=1}^{n=6} Y_i^2\right)$, gdje je ($n = n_s \cdot n_l = 2 \cdot 3 = 6$) (8-3)

PROJEKTI	PARAMETRI-NIVO								Y- (LC1)			Y- (LC2)			SN omjer
	G	D	A	B	E	C	H	F	FR.112	FR.80	FR.64	FR.112	FR.80	FR.64	
L1	/	1	1	1	1	1	1	1	31	25	17	34	29	21	-28.64
L2	/	1	2	2	2	2	2	2	13	18	12	15	21	15	-24.03
L3	/	1	3	3	3	3	3	3	17	8	5	20	9	6	-21.83
L4	/	2	1	1	2	2	3	3	16	14	10	17	16	13	-23.36
L5	/	2	2	2	3	3	1	1	28	7	39	30	19	13	-28.03
L6	/	2	3	3	1	1	2	2	10	7	16	10	8	19	-21.92
L7	/	3	1	2	1	3	2	3	59	56	39	67	65	50	-35.06
L8	/	3	2	3	2	1	3	1	8	16	39	8	20	47	-28.77
L9	/	3	3	1	3	2	1	2	41	33	24	42	40	30	-31.02
L10	/	1	1	3	3	2	2	1	30	10	19	35	12	23	-27.25
L11	/	1	2	1	1	3	3	2	14	10	9	14	12	10	-21.36
L12	/	1	3	2	2	1	1	3	27	20	12	28	24	16	-26.82
L13	/	2	1	2	3	1	3	2	37	18	10	41	21	13	-28.25
L14	/	2	2	3	1	2	1	3	12	6	21	12	8	25	-23.84
L15	/	2	3	1	2	3	2	1	32	14	8	35	16	11	-26.81
L16	/	3	1	3	2	3	1	2	88	49	37	93	60	52	-36.46
L17	/	3	2	1	3	1	2	3	34	22	14	38	26	18	-28.57
L18	/	3	3	2	1	2	3	1	33	31	19	38	35	23	-29.73

Tablica 8-7 Rezultati proračuna odzivne varijable i SN_S omjer

KORAK 5: Obrada rezultata, ANOVA

Na osnovu podataka iz tablice 8-7 provedena je analiza varijance i identifikacija dominantnih parametra. Kao prvi korak izračunati su glavni efekti svih parametara. Glavni efekt određenog parametra je srednja vrijednost efekta tog faktora na promatranom nivou uzeta u kombinaciji s drugim faktorima na različitim nivoima. Za npr. parametar D računa se na način:

8. Primjena razvijenih projektnih modula

Parametar D, nivo 1: $(-28.64-24.03-21.83-27.25-21.36-26.82)/6 = -24.99$

Parametar D, nivo 2: $(-23.36-28.03-21.92-28.25-23.84-26.81)/6 = -25.37$

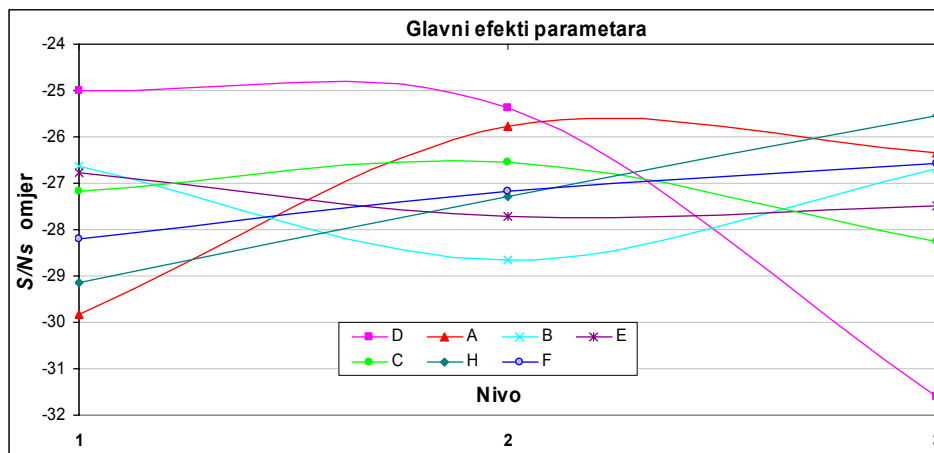
Parametar D, nivo 3: $(-35.06-28.77-31.02-36.46-28.57-29.73)/6 = -31.60$

Vrijednosti svih glavnih parametara dani su kroz tablicu 8-8. Suma kvadrata između novoa (SS_N) svih parametara izračunata je prema izrazima iz tablice 6-6.

Nivo	D	A	B	E	C	H	F
1	-24.99	-29.84	-26.63	-26.76	-27.16	-29.13	-28.20
2	-25.37	-25.77	-28.65	-27.71	-26.54	-27.27	-27.17
3	-31.60	-26.35	-26.68	-27.49	-28.26	-25.55	-26.58
Ukupna suma	-81.96	-81.96	-81.96	-81.96	-81.96	-81.96	-81.96
Suma kvadrata nivoa – SS_N	165.43	58.10	16.05	2.98	9.09	38.58	8.07

Tablica 8-8 SS_N vrijednosti glavnih efekata parametara

Grafički prikaz glavnih efekata svih parametara na svim nivoima dan je na slici 8-15. Potrebno je napomenuti da razmak između nivo kod određenih parametara nije uniforman. Takav prikaz daje nam samo grubu vizualnu sliku promjene glavnog efekta po nivoima.



Slika 8-15 Dijagramski prikaz glavnih efekata

Analiza varijance (ANOVA) provedena je kroz tablicu 8-9, prema izrazima danim u tablici 6-6. Parametri koji u sumi kvadrata sudjeluju ispod 3 % (E, F) proglašeni su neutjecajni na razmatranu odzivnu varijablu te su pridruženi grešci (eng. *pooling up*, [135]).

PARAMETAR	SUMA KVADRATA	SUMA KVADRATA (%)	d.o.f	SREDNJA VRIJEDNOST SUME KVADRATA	F_0	$F_{\alpha, v1, v2}$ iz tablica	Nivo pouzdanosti parametra
D	165.43	54.5	2	82.72	35.27	9.55	>99%
A	58.10	19.1	2	29.05	12.39	9.55	>99%
B	16.05	5.3	2	8.02	3.42	4.74	<95%
E	2.98	1.0	2	1.49	/	greška	/
C	9.09	3.0	2	4.54	1.94	3.26	<90%
H	38.58	12.7	2	19.29	8.22	4.74	>95%
F	8.07	2.7	2	4.04	/	greška	/
Greška	5.37	1.8	3	1.79	/	greška	/

Tablica 8-9 ANOVA tablica nakon pridruživanja grešci nesignifikantnih parametara

Iz F tablica (vidi prilog B-2) preuzeta je vrijednost za nekoliko nivo pouzdanosti/rizika F_{α, v_1, v_2} i uvrštena u tablicu 8-9:

$F_{0.10, 2, 7} = 3.26$ za nivo od $1-\alpha=90\%$ pouzdanosti;

$F_{0.05, 2, 7} = 4.74$ za nivo od $1-\alpha=95\%$ pouzdanosti;

$F_{0.01, 2, 7} = 9.55$ za nivo od $1-\alpha=99\%$ pouzdanosti;

Napomena: Stupanj slobode nazivnika (parametra) v_1 jednak je 2, a stupanj slobode nazivnika (greške+parametri pridruženi greški) v_2 jednak je 7.

F vrijednosti iz tablica uspoređeni su s izračunatim vrijednostima F_0 . Obično je 95% pouzdanosti razumni prag da pojedini glavni efekt možemo promatrati kao signifikantan u provedenom eksperimentu. Parametar B ima nivo pouzdanosti ispod 95%, a parametar C ispod 90% što uvjetuje da se njihovi glavni efekti ne mogu sa sigurnošću razmatrati. Parametri B i C po svojoj definiciji jako su izmiješani što može uzrokovati da njihova interakcija bude značajnija od samog glavnog efekta. Parametar D (veličina otvora boka) i A (pozicija recesa) imaju najveći doprinos u ukupnoj sumi kvadrata te je prema F testu njegova pouzdanost iznad 99%, dok je parametar H (broj poprečnih pregrada) ima pouzdanost iznad 95%.

Interval pouzdanosti za koju se izračunavaju gornja i donja vrijednost nivoa pouzdanost izračunava se prema izrazu (6.25) i za pouzdanost iznad 95% za sve parametre iznosi:

$$CI = \sqrt{\frac{F \cdot MS_E}{N_e}} = \sqrt{\frac{4.74 \cdot 2.35}{6}} = 1.85$$

KORAK 6: Interpretacija rezultata i odabir optimalnog nivoa parametara

Odabir optimalnog nivoa parametra može se utvrditi na osnovi najveće vrijednosti glavnog efekta na nekom nivou. Kako je SN_S omjer prilagođen da vrijedi pravilo veće je bolje, *najbolju* kombinaciju nivoa parametara moguće je dobiti iz tablice 8-8 kao najveći iznos na nekom nivou. Prema tablici 8-8 kombinacija parametar-nivo koja maksimizira iznos SN_S omjer je sljedeća:

PARAMETRI:	D	A	B	E	C	H	F
OPTIMALNI NIVO:	1	2	1	1	2	3	3

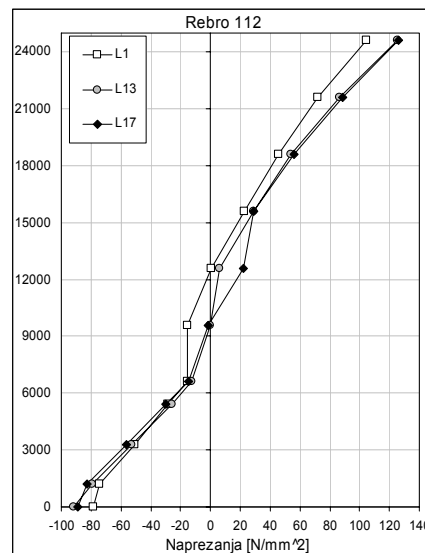
Ovakvu dobivenu kombinaciju parametara potrebno je kritički razmotriti pošto su vrijednosti glavnog efekta pojedinih parametra vrlo blizu za različite nivoe, što vodi nesenzitivnosti takvih parametara (npr. E i F). *Metodom rangiranja* svrstavamo projekte u redoslijed po uspješnosti, od najboljeg naniže, Tablica 8-10 te tražimo određenu zakonitost u nivoima raznih parametara. Ako je određeni nivo nekog parametra uglavnom pozicioniran među uspješnim projektima može se zaključiti da na specificirani nivo promatranog parametra doprinosi kvaliteti rješenja. Iz Tablice 8-10 moguće je donijeti sljedeće zaključke u svezi najbolje kombinacije nivoa ako razmotrimo npr. prvih šest najboljih projekata:

- parametar D: nivo 1 ili 2, najbolja kombinacija nivoa parametara D vezana je s nivoima parametra C na način: D1→C3 i D2→C2;
- parametar A: nivo 2 ili 3;
- parametar B: nivo 1 ili 3;
- parametar E: na svim nivoima, nesenzitivan → greška
- parametar C: nivo 3 ili 2; interakcija s parametrom D
- parametar H: nivo 3;
- parametar F: nivo 2 ili 3, nesenzitivan → greška.

PROJEKTI	D	A	B	E	C	H	F	SN omjer
L11	1	2	1	1	3	3	2	-21.36
L3	1	3	3	3	3	3	3	-21.83
L6	2	3	3	1	1	2	2	-21.92
L4	2	1	1	2	2	3	3	-23.36
L14	2	2	3	1	2	1	3	-23.84
L2	1	2	2	2	2	2	2	-24.03
L15	2	3	1	2	3	2	1	-26.81
L12	1	3	2	2	1	1	3	-26.82
L10	1	1	3	3	2	2	1	-27.25
L5	2	2	2	3	3	1	1	-28.03
L13	2	1	2	3	1	3	2	-28.25
L17	3	2	1	3	1	2	3	-28.57
L1	1	1	1	1	1	1	1	-28.64
L8	3	2	3	2	1	3	1	-28.77
L18	3	3	2	1	2	3	1	-29.73
L9	3	3	1	3	2	1	2	-31.02
L7	3	1	2	1	3	2	3	-35.06
L16	3	1	3	2	3	1	2	-36.46

Tablica 8-10 Projekti iz L₁₈ poredani po veličini SN_s omjera

Također se može primijetiti određene zakonitosti kod projekata svrstanih na dno tablice 8-10. Najlošiji rezultat daju kombinacije D3→C3. Upravo ti projekti (L7 i L16) imaju pretjerane vertikalne pomake, vidi sliku 8-14. Kada je parametar D na trećem nivou dobivamo najniži SN_s omjer za različite kombinacije drugih parametara (L8, L18, L9, L6, L17). Kada je C na prvom nivou (npr. L13, L17, L1) tj. kada postoji uzdužna pregrada u nadgrađu tada bez obzira na nivoe drugih parametara distribucija primarnih naprezanja dobro slijedi teoriju grede, slika 8-16.

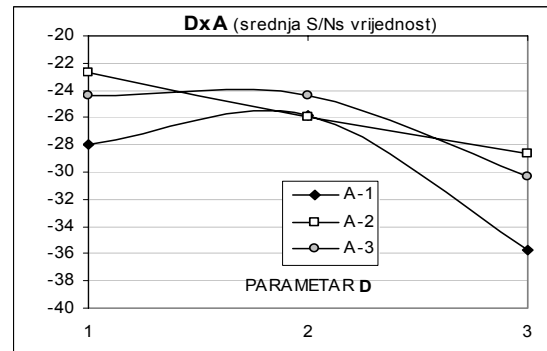
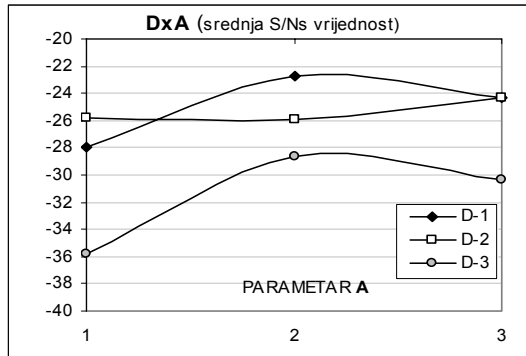


Slika 8-16 Primarna naprezanja L1, L13 i L17 projekata po visini presjeka za R.112 i LC1

U razmatranom slučaju očito je da postoji niz projekta tj. različitih kombinacija parametar-nivo koji mogu dati željenu kvalitetu projekta. Uslijed niske rezolucije eksperimenta te prisutne interakcija između pojedinih parametara, da bi se stekao još bolji uvid u odnose između dva pojedina parametra njihova ovisnost prikazana je u grafičkom obliku za sve kombinacije nivoa. Kako su sve kombinacija nivou između dva parametra u L_{18} dane dva puta, tablica 8-7, uzeta je srednja vrijednost SN_S omjera. Razmotrene su sljedeće kombinacije parametara:

DxA:

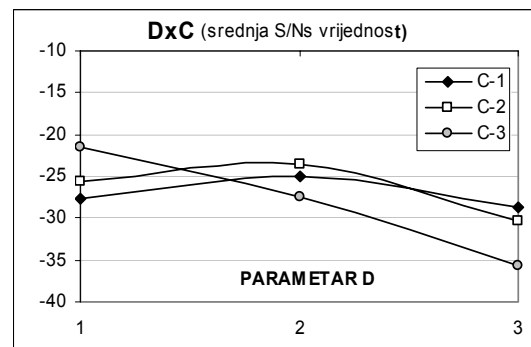
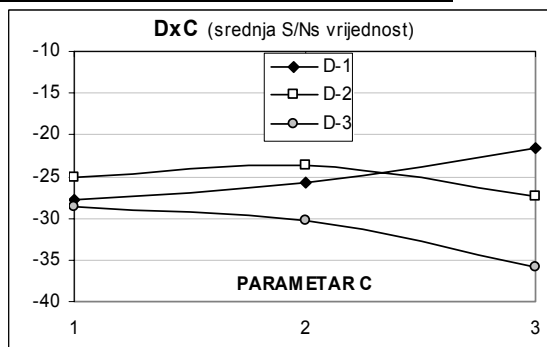
nivo: D / A →	1	2	3
1	-27.94	-22.70	-24.33
2	-25.81	-25.94	-24.36
3	-35.76	-28.67	-30.37



Za primijetiti je da je za parametar D na 2. nivou varijacija glavnog efekta u ovisnosti o parametru A vrlo mala. Kombinacija **D1-A2** daje najveću vrijednosti glavnog efekta, dok je senzitivnost rezultat najveća kada je D na nivou 3.

DxC:

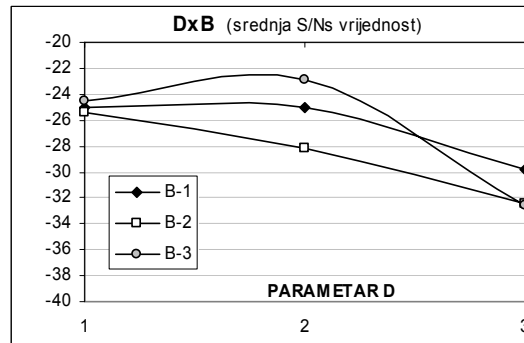
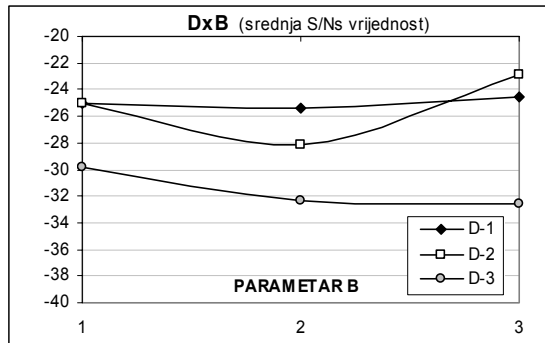
nivo: D / C →	1	2	3
1	-27.73	-25.64	-21.59
2	-25.09	-23.60	-27.42
3	-28.67	-30.37	-35.76



Kombinacija **D1-C3** daje najveću vrijednosti SN_S omjera, dok je druga najpovoljnija kombinacija D2-C2. To ukazuje na postojanje jake interakcija između parametara D i C. Vidimo da za varijantu s uporom C3 moramo imati nešto krući bok D1 i obrnuto, postojanjem uzdužne pregrade C1 za postizanje željene distribucije potrebno je imati veće otvore na boku, D3.

DxB:

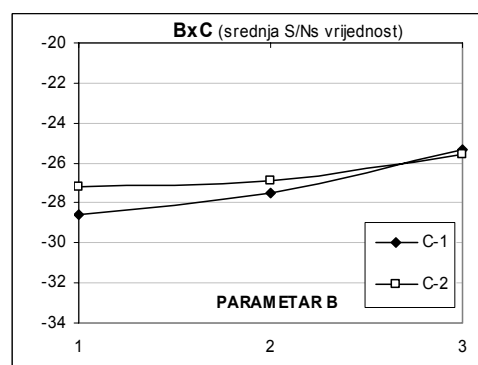
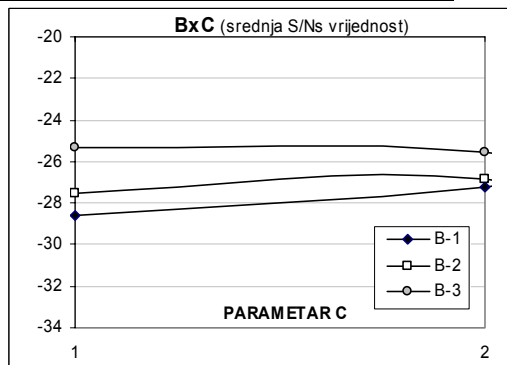
nivo: D / B→ ↓	1	2	3
1	-25.00	-25.43	-24.54
2	-25.08	-28.14	-22.88
3	-29.80	-32.39	-32.61



Kombinacija **D2-B3** daje najveću vrijednosti SN_S omjera. Za parametar D na nivou 1 varijacija glavnog efekta u ovisnosti o parametru B je vrlo mala.

BxC:

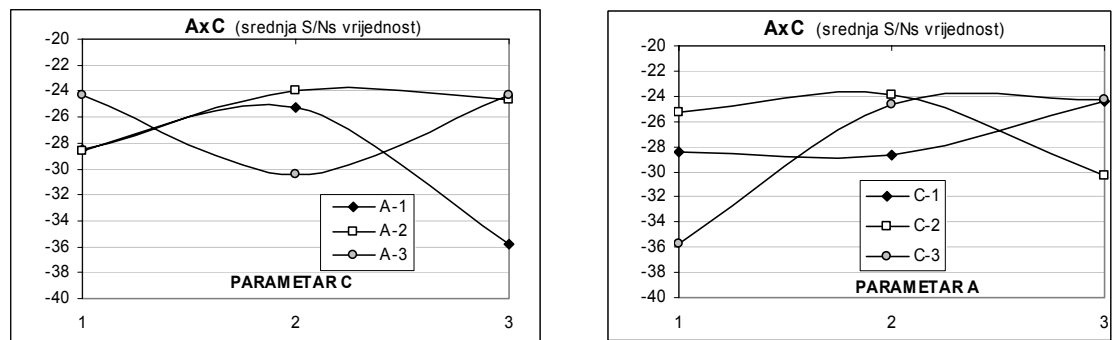
nivo: B / C→ ↓	1	2	3
1	-28.60	-27.19	-24.08
2	-27.54	-26.88	-31.55
3	-25.34	-25.55	-29.15



Iako kombinacija **B1-C3** daje najveću vrijednosti SN_S omjera. Interakcija između parametara B i C nije realna kada je C na nivou 3 jer tada imamo sustav upora, umjesto uzdužne pregrade te ne postoji ovisnost između duljine pregrade visine pregrade u tom slučaju. To je razlog zašto su dijagrami dati za parametar C samo na nivou 1 i 2. Za sve varijante $B1÷3$ i $C1÷2$ imamo vrlo malu interakciju, što je vidljivo iz paralelnosti pravaca na dijagramima.

AxC:

nivo: A / C→ ↓	1	2	3
1	-28.44	-25.31	-35.76
2	-28.67	-23.94	-24.69
3	-24.37	-30.37	-24.32



Kombinacija **A2-C2** daje najveću vrijednosti SN_S omjera. Mala senzitivnost prisutna je između $A1 \div 2$ i $C1 \div 2$, dok je jako naglašena senzitivnost za oba parametra s obzirom na 3. nivo.

Iz gornjih razmatranja možemo donijeti sljedeće zaključke:

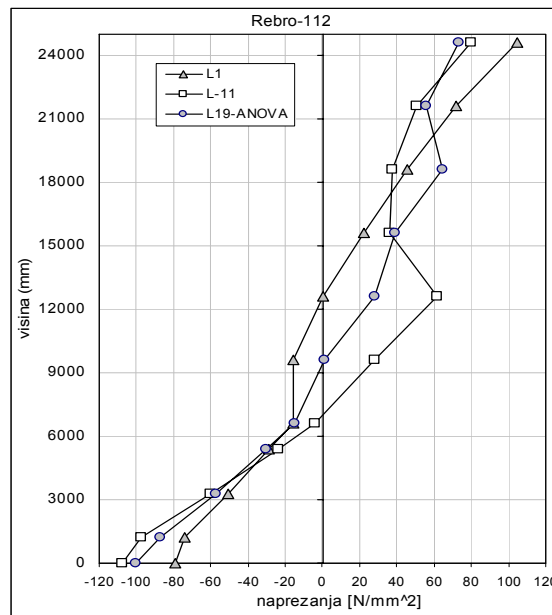
- Pozicija recesa po širini (parametar A) iz tablice ANOVE identificirana je kao dominantni parametar. Vrlo malo je senzitivna za kombinacije parametra C i D na nivou $1 \div 2$. Postaje jako senzitivna na 3. nivou za oba parametra, kad je optimalna kombinacija nivo A2. Sama pozicija recesa također bitno definira tok i distribuciju smičnih naprezanja po stijenci boka i uzdužnoj pregradi.
- Duljina uzdužne pregrade (parametar B) u manjoj mjeri doprinosi željenoj distribuciji. Za uzdužne pregrade ograničene duljine (posebno B3) potrebno je lokano riješiti koncentraciju naprezanja na njihovim krajevima postepenom promjenom visine pregrade s određenim oblikom, vidi sliku 2-17 i napomene u poglavlju 2.2.4.
- Veličina otvora na boku (parametar D) i krutost uzdužne pregrade (parametar C) dominantno utječu na postizanje željene distribucije. Iako parametar C ima relativno malu vrijednost glavnog efekta postoji snažne interakcije s parametrom D koja definira rezultat.
- Pozicija otvora u palubama nadgrađa (parametar E) i njihova duljina (parametar F) nisu se pokazali veću senzitivnost na promatranu odzivnu varijablu te su pridruženi grešci.
- Broj poprečnih pregrada (parametar H) ne utječe značajnije na odzivnu varijablu i za očekivati je da bude njegov broj definiran uslijed zahtjeva za nepotopivost (trup) i protupožarnih zahtjeva (nadgrađe).

KORAK 7: Provođenje eksperimenta za odabranu kombinaciju parametara i zaključci

Ako odabrana kombinacija parametara nije obuhvaćena prethodnim eksperimentom tj. shemom korištenog ortogonalnog polja, provodi se dodatni eksperiment kako bi se za odabranu kombinaciju potvrdilo da baš ona daje najbolje rezultate. Za promatrani primjer generirana su još dva dodatna projekta, L19 i L20.

PROJEKTI	D	A	B	E	C	H	F	SN_S omjer
L11	1	2	1	1	3	3	2	-21.36
L19-ANOVA	1	2	1	1	2	3	3	-24.39
L20	1	2	1	1	3	2	1	-21.30

Iz rezultata vidljivo je da se najbolji projekt iz prethodno provedenog L_{18} eksperimenta (L11) i projekt L20 daju gotovo iste rezultate, dok projekt L19 koji je formiran na osnovu tablice 8-8 daje nešto manju vrijednost SN_S omjera. Rezultati su očekivani pošto se projekti L11 i L20 razlikuju samo u broju poprečnih pregrada, a za koje je prethodno utvrđena niska senzitivnost. Nasuprot tome projekt L19 ima kombinaciju parametara D1-C2 za koju je prije utvrđeno da nije najbolja kombinacija za maksimizaciju odzivne varijable. Distribucija napreznja po visini za L11, L19 i početni projekt L1 dana je na slici 8-17. Projekt L20 gotovo u potpunosti prati L11 te je radi jasnoće prikaza izostavljen.



Slika 8-17 Primarna napreznja L1, L11 i L19 projekata po visini presjeka za R.112 i LC1

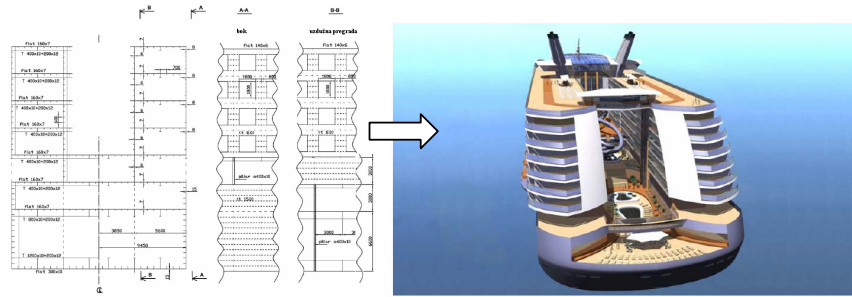
KORAK 8: Podizanje rezolucije eksperimenta

Nakon identifikacije neutjecajnih parametara njih isključujemo iz sljedeće faze istraživanja, dok onim parametre koji su dominantni i koje želimo detaljnije istražiti mijenjamo nivoe tj. povećavamo rezoluciju eksperimenta i sužavamo podobni projektni prostor te konvergiramo prema najboljem nivou za odabrane parametre. Kod razmatranog primjera u daljnje istraživanje ispitivana je kombinacija u kojoj postoje veliki otvori i u stijenci boka nadgrađa (parametar D) i uzdužnoj pregradi (parametar C), dok su ostali parametri iz prethodne faze eksperimenta fiksirani na način: (A=2; B=1; E=1; F=1; H=1)

Opis parametra	Nivo 1	Nivo 2	Nivo 3
D -Veličina otvora na boku (između D3-D7)*	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$	$(hw/h)=(sw/s)=0.7$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$
C - Veličina otvora u uzdužnoj pregradi (između D3-D7)*	$(hw/h)=(sw/s)=0.5$	$(hw/h)=(sw/s)=0.7$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$
* za definiciju otvora uzet je omjer visine otvora i razmak paluba(hw/h) te širine otvora i razmaka okvira (sw/s), prema poglavlju 4.1.1.3			

Formirano je L_9 ortogonalno polje, tablica 6-3, koje za dva parametra na tri nivoe predstavlja puni eksperiment s maksimalnom rezolucijom (eng. *full factorial experiment*).

Ovakav koncept uz eliminaciju paluba postaje komercijalno zanimljiv jer tada i unutarnje kabine koje su u standardnom konceptu bile bez svijetlih otvora dobivaju pogled na unutrašnjost broda koja je organizirana kao velika promenada, trg ili nešto slično, slika 8-18.



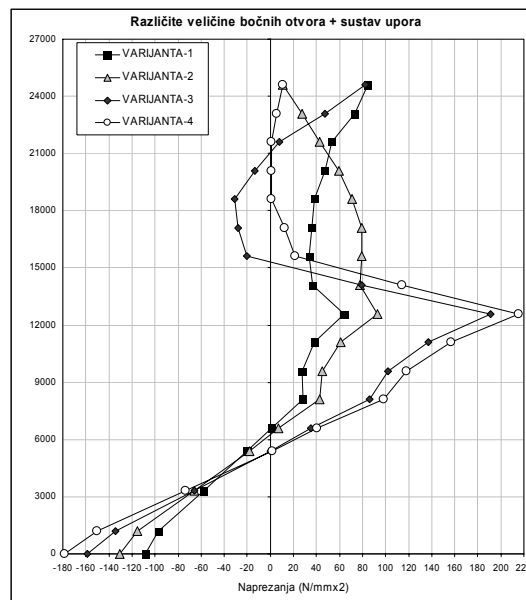
Slika 8-18 Koncept s velikim otvorima u stijenci boka i uzdužnoj pregradi [105, 15]

Kombinacija parametara D1-C3 i D2-C2 daje vrijednost SN_S omjera i distribuciju naprezanja po visini približno jednak projektu L11, slika 8-17. Vidimo da postoje više kombinacija koje zadovoljavaju željenu vrijednost projektnog atributa, te u ovisnosti o drugim projektnim karakteristikama (npr. težina) možemo izabrati željeni projekt.

Također je, kao dodatno istraživanje, razmatran utjecaj promjene veličine bočnih otvora između palubama nadgrađa na distribuciju naprezanja po visini, za varijantu kada imamo v sustav upora umjesto uzdužne pregrade u strukturi nadgrađa. Ispitivani su sljedeće varijante:

	D3-D4	D4-D5	D5-D6	D6-D7
VARIJANTA-1	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$
VARIJANTA-2	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$	$(hw/h)=(sw/s)=0.7$	$(hw/h)=(sw/s)=0.8$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$
VARIJANTA-3	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$	$(hw/h)=(sw/s)=0.8$	$(hw/h)=(sw/s)=0.7$	$(hw/h)=(sw/s)=0.6$
VARIJANTA-4	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$	$(hw/h)=(sw/s)=0.9$

Distribucija po visini za razmatrane varijante dana je na slici 8-19.



Slika 8-19 Distribucija naprezanja po visini za varijante s različitim veličinama bočnih otvora

Raspored veličina otvora po boku bitno mijenja distribuciju primarnih naprezanja po visini. Za varijantu 2, kada postepeno povećavamo veličinu otvora prema gornjim palubama, prisutna je postepena redukcija naprezanja prema najgornjoj palubi nadgrađa. Takva varijanta može biti zanimljiva u slučaju kada zbog potreba stabilizacije želimo imati manju masu najgornjih paluba te se tada takve palube samo lokalno dimenzioniraju. Varijante 3 i 4 rezultiraju u neopterećenosti paluba nadgrađa i povećanim naprezanjima u konstrukciji donjeg trupa, dok varijanta 1 rezultira već spomenutom uniformnom distribucijom naprezanja po visini nadgrađa.

Zaključak:

Kroz prikazani primjer ukratko je prezentirana praktična implementacija metodologije istraživanja utjecaja topoloških parametara na distribuciju primarnih naprezanja po visini. Predloženom metodologijom istraživana je koncept koji rezultira uniformnom distribucijom naprezanja u palubama nadgrađa. Kao rezultat razlučeni su dominantni od manje utjecajnih parametara kao i nivoi parametara koji maksimiziraju vrijednost odzivne varijable. Kod eksperimenta s niskom rezolucijom kakav je prikazan, od velike koristi u iznalaženju najbolje kombinacije parametar-nivo pokazala se primjena metode rangiranja i upotreba grafičkih prikaza interakcije dvaju parametara.

Kao dominantni parametri koji u najvećoj mjeri reguliraju oblik krivulje primarnih naprezanja po visini broda identificirani su:

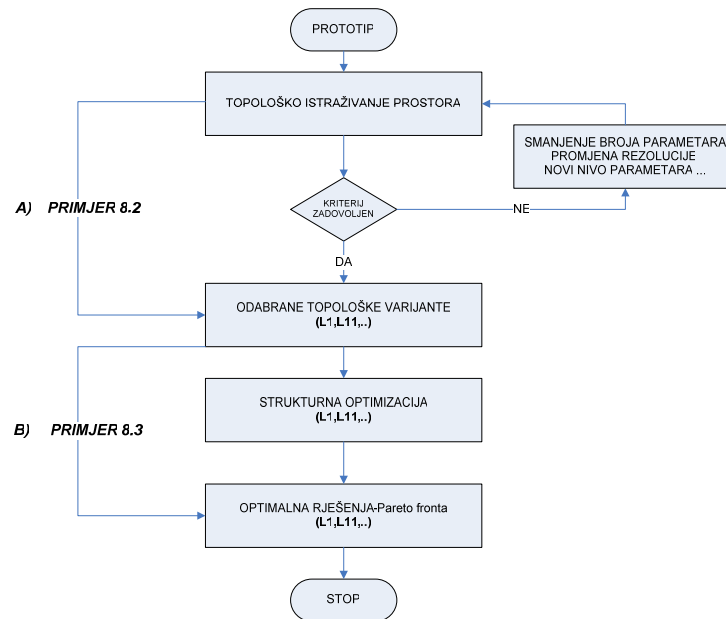
- veličina otvora u bočnoj stijenci nadgrađa,
- krutost uzdužne pregrade.

Uočena je njihova jaka interakcija koja može biti i značajnija od samog glavnog efekta promatranog parametra. Postojanja uzdužne pregrade po visini nadgrađa dominantno definira distribuciju naprezanja po visini koja u tom slučaju relativno dobro prate teoriju grede uz prisutni diskontinuitet oko strukture recesa, neovisno o veličini bočnih otvora. Otvaranjem otvora u strukturi uzdužne pregrade, uz prisutne otvore u bočnoj stijenci, rezultira u relativno uniformnoj distribuciji naprezanja po visini nadgrađa za veličine otvora: $h_w/h = s_w/s = 0.6$ do 0.8 . U slučaju nepostojanja uzdužne pregrade već sustava upora, za različite kombinacije veličine i pozicije otvora u bočnoj stijenci nadgrađa dobivamo široki spektar različitih distribucija primarnih naprezanja po visini.

Ipak, za objektivnu procjenu određene topološke varijante potrebno je provesti strukturnu optimizaciju te ocijeniti kvalitetu rješenja s obzirom na razmatrane projektne atribute (težina, cijena, granični moment savijanja trupa, itd.). U poglavlju 8.3 provedeno je takvo istraživanje za koncept koji dobro prati teoriju grede (L1) i koncept koji rezultira relativno jednakim primarnim naprezanjima u palubama nadgrađa (projekt L11), tablica 8-7 i slika 8-17.

8.3 Strukturna optimizacija konstrukcije putničkog broda- ISSC benchmark 2006

Strukturna optimizacija je korak (B) koji slijedi iza topološkog istraživanja prostora (A). Grubi shematski prikaz dan je na slici 8-20.



Slika 8-20 Dijagram toka za topološko istraživanje-strukturna optimizacija

Na primjeru pojednostavljenog putničkog broda tzv. *ISSC benchmark 2006* [105], slika 5-3, a za prethodno odabrana topološka rješenja (L1 i L11) generirana u primjeru iz poglavlja 8.2. provedena je strukturna optimizacija. Generalni cilj je istražiti kako različita topološka rješenja utječu na razmatrane projektne atribute (težinu, cijenu, sigurnost, itd.) optimizirane konstrukcije tj. verificirati korisnost prethodno provedenog topološkog istraživanja. Za obje varijante dobivena su efikasna rješenja na razini strukturnih dimenzija i međusobno uspoređena. Paralelno s tim, ispitivane su mogućnosti optimizacijskih algoritama u želji da se postavi efikasna optimizacijska procedura na principu *hibridnog* koncepta korištenja više optimizacijskih algoritama. Strukturna optimizacija provedena je u tri koraka:

- I. faza → Globalna optimizacija uzdužnog materijala korištenjem modula CALMOP.
- II. faza → Globalna optimizacija uzdužnog materijala korištenjem modula MOGA (gdje je dio inicijalne populacije prethodno generiran kao rješenja faze I).
- III. faza → Optimizacija poprečne strukture korištenjem modula MOGA na prethodno odabranoj optimiranoj varijanti glede uzdužnog materijala.

Svi koraci optimizacije provedeni su na istom strukturnom modelu, za iste slučajeve opterećenja i ista strukturna/min-max ograničenja. Glavno rebro i osnovni podaci o modelu dani su na slici 5-3. Za potrebe primjera originalni plosni profili zamijenjeni su sličnim HP profilima. Popis vojeva i dimenzija uzdužnih elemenata (limova i profila) prototipne konstrukcije dani su u

Prilogu D. Za testne potrebe obuhvaćena su dva osnovna slučaja opterećenja pregib i progib, a globalni parametri opterećenja dani su prema tablici 8-6. Ukupni tlak na dno iznosio je oko 90 kN/m² za pregibni slučaj.

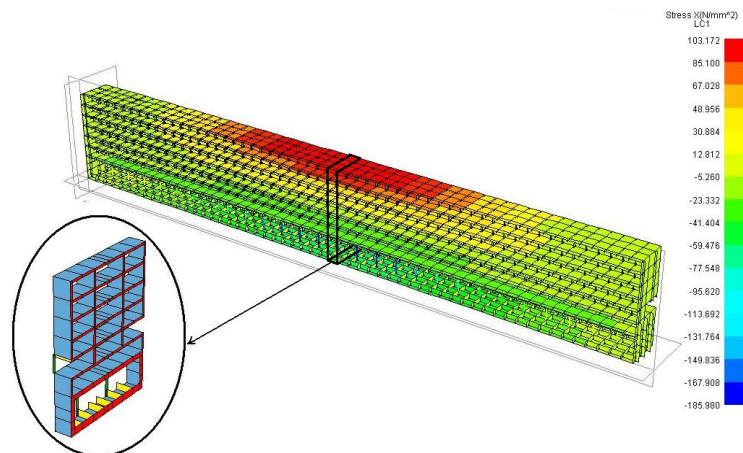
Model podobnosti: Korišteni kriteriji strukturnih ograničenja prema Pravilima Hrvatskog registra brodova koja su dana kroz Tablicu 7-1a-c (u tablicama su označeni oznakom CRS).

Unutar OCTOPUS projektne ljuske definirana su min-max ograničenja varijabli, slika 8-21.

Properties						
	Selected	Value	Min	Max	Step	Method
Details	Bottom.TPL	15	10	20	0.5	
<input checked="" type="radio"/> x <input type="radio"/> p	Bottom.HSw	265.6	197	296	5	
<input type="radio"/> g <input type="radio"/> a	Bottom.TSw	11	10	12	1	
→	Bottom.BSF	50.83	40	55	2	
→ →	Bottom.TSF	34.4	22	44	2	
Rem	Side_1.TPL	15	10	20	0.5	
Rem All	Side_1.HSw	265.6	197	296	5	
	Side_1.TSw	11	10	12	1	
	Side_1.BSF	50.83	40	55	2	
	Side_1.TSF	34.4	22	44	2	

Slika 8-21 Min-max ograničenja projektnih varijabli

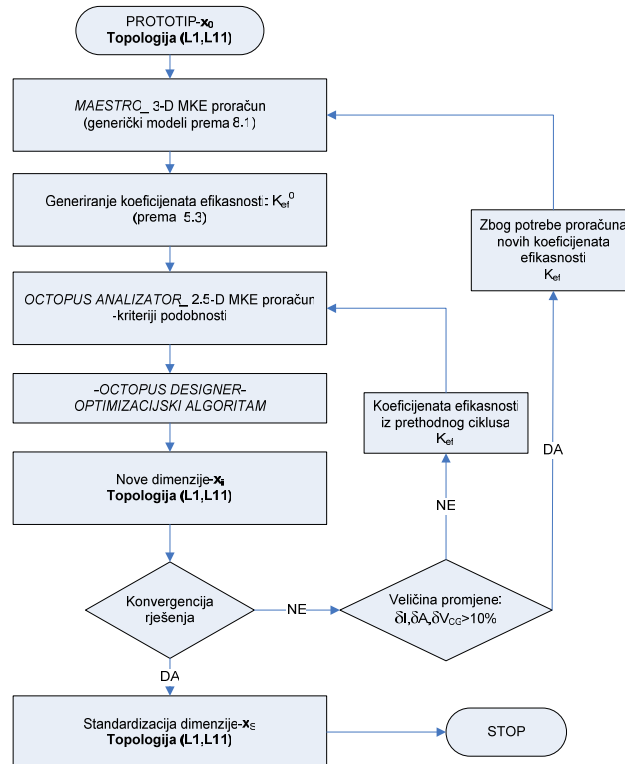
Strukturna optimizacija provedena je za kritični presjek između dva okvirna rebra unutar projektnog modela (0.4L), slika 8-22, korištenjem sustava OCTOPUS.



Slika 8-22 Strukturni i optimizacijski model

Zbog još neostvarenog direktnog uključivanja sustava MAESTRO[135] (3D MKE proračunski modul) u OCTOPUS DESIGNER, izvršeno je povezivanje proračunskih blokova na način prikazan na slici 8-23. Specifičnost problema očituje se u promjeni koeficijenata efikasnosti paluba uslijed promjene strukturnih dimenzija zbog nelinearne distribucije primarnog odziva po visini. Realistična primarna naprezanja su simulirana preko analitičkog bloka sustava OCTOPUS ANALIZATOR (OCTAN) koji je namijenjen rješavanju problema na pojedinom presjeku između dva okvirna rebra. Primarna naprezanja generirana su na osnovi proširene teorije grede [138] i korigirana za utjecaj koeficijenata efikasnosti prema izrazima iz 5.3. Iz provedene studije senzitivnosti promjene koeficijenata efikasnosti na promjene strukturnih dimenzija uočena je

mala senzitivnost kada je promjena momenta inercije, površine ili pozicije neutralne linije ispod 10% startne. U slučaju direktnog korištenja polja primarnih napreznja direktno iz 3D MKE proračuna (MAESTRO) otpada potreba korištenja OCTOPUS ANALIZATORA i ažuriranje koeficijenata efikasnosti jer izravno dobivamo realističnu distribuciju primarnih napreznja po visini. Ipak, bitno je napomenuti da optimizacijski algoritam SLP koji koristi derivacije na osnovu linearizacije iz prethodnog ciklusa, potrebno ograničiti preko koncepta reduciranog pomaka (7.3.2.2) kako bi se osigurala stabilnost i konvergencija rješenja.



Slika 8-23 Dijagram toka provedbe strukturne optimizacije

Faza I: Globalna optimizacija uzdužnog materijala korištenjem modula CALMOP

Linearno programiranje iako relativno *stara* i poznata metoda, izvanredno je prilagođeno strukturnim problemima čija se ograničenja i ciljevi daju efikasno linearizirati, vidi poglavlje 7.3.2.1. Izrazita prednost ove metode je velika brzina izvršenja te može poslužiti kao predkorak u pronalasku dobrih početnih rješenja, koji u daljnjim koracima mogu poslužiti kao potencijalni prvi *roditelji* u genetičkim algoritmima. Trendove u kvaliteti rješenja razmatranih topologija moguće je uspješno testirati s SLP optimizacijskim algoritmom razvijenim prema 7.3.2.

Optimizacijski model:

Cilj: konstrukcija minimalne težine i položaja težišta po visini. Generirana je bikriterijalna funkcija cilja prema 7.3.2. Faktori važnosti pojedinog cilja zadani su korištenjem *Saatyeve* metode (7.2.1.2): $w_1 = 9 \rightarrow WGT$; $w_2 = 1/9 \rightarrow VCG$.

Projektne varijable: uzdužno efikasni materijal svih vojeva u poprečnom presjeku isključujući vojeve boka i uzdužne pregrade (definirani prema rješenjima iz primjera u poglavlju 8.2).

Globalna ograničenja: $I \geq I_{\min} = 4 \cdot 10^{13} \text{ mm}^4$ – minimalni vertikalni moment inercije po Pravilima;

Zanimljivo je razmotriti kako ograničenje visine težišta utječe na rezultate za različite topologije.

Ispitivane su dvije vrste ograničenja položaja težišta po visini za obje topologije:

a) $VCG \leq 12600 \text{ mm}$

b) $VCG \leq 10500 \text{ mm}$

Startna točka, prototipna konstrukcija za L1 i L11 različita je zbog nepostojanja uzdužne pregrade između paluba 3÷7 za topologiju L11 (sustav upora).

FAZA I(a): Rezultati ($VCG \leq 12600 \text{ mm}$):

U tablici 8-11a,b dana je pregled rezultata, projektnih karakteristika na razini poprečnog presjeka po ciklusima za L1 i L11.

Atributi	Projekt L1							
	Prototip P1 ⁰	1.ciklus	2.ciklus	3.ciklus	4.ciklus	5.ciklus	Standardizacija L1 ^s	Promjena standardizirane u odnosu na prototip (%) $ L1^s - P1^0 / P1^0$
Promjena funkcija cilja (C ₁ -C ₀)/C ₀	/	-0.2244	-0.0761	-0.0162	-0.0014	0.0001	/	
I_{vert} (mm ⁴)	1.61E+14	1.39E+14	1.34E+14	1.33E+14	1.33E+14	1.33E+14	1.35E+14	-16.2
VCG (mm)	10825	11415	11546	11556	11555	11555	11647	7.6
A (mm ²)	2.45E+06	2.01E+06	1.87E+06	1.84E+06	1.86E+06	1.84E+06	1.90E+06	-22.2
MUS (kNm)	1.87E+06					1.54E+06	1.53E+06	-18.2
MUH (kNm)	2.44E+06					1.73E+06	1.75E+06	-28.1
WGT (kg)	3.72E+06					2.93E+06	3.02E+06	-18.8
CST (€)	5.44E+06					3.38E+06	3.62E+06	-33.5
g-srednji svih	0.684	0.628	0.607	0.603	0.602	0.602	0.620	-9.4
g-broj negativnih	0	0	0	0	1	0	0	/
g-srednji negativnih	0	0	0	0	0	0	0	/
GML	0.948					0.858	0.863	-11.7

Tablica 8-11a Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L1 ($VCG \leq 12600 \text{ mm}$)

Atributi	Projekt L11							
	Prototip P11 ⁰	1.ciklus	2.ciklus	3.ciklus	4.ciklus	5.ciklus	Standardizacija L11 ^s	Promjena standardizirane u odnosu na prototip (%) $ L11^s - P11^0 / P11^0$
Promjena funkcija cilja (C ₁ -C ₀)/C ₀	/	-0.2128	-0.0785	-0.0167	-0.0015	0.0002	/	
I_{vert} (mm ⁴)	1.50E+14	1.31E+14	1.26E+14	1.25E+14	1.25E+14	1.25E+14	1.25E+14	-17.0
VCG (mm)	10347	10641	10578	10529	10516	10516	10585	2.3
A (mm ²)	2.31E+06	1.92E+06	1.79E+06	1.76E+06	1.75E+06	1.75E+06	1.79E+06	-22.4
MUS (kNm)	2.18E+06					1.67E+06	1.69E+06	-22.4
MUH (kNm)	2.25E+06					1.69E+06	1.71E+06	-24.1
WGT (kg)	3.53E+06					2.82E+06	2.86E+06	-19.1
CST (€)	5.16E+06					3.32E+06	3.42E+06	-33.8
g-srednji svih	0.6299	0.569	0.547	0.541	0.540	0.541	0.560	-7.4
g-broj negativnih	0	0	0	0	0	0	0	/
g-srednji negativnih	0	0	0	0	0	0	0	/
GML	0.875					0.745	0.761	-11.1

Tablica 8-11b Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L11 ($VCG \leq 12600 \text{ mm}$)

Popis razmatranih karakteristika:

I_{vert} - vertikalni moment inercije poprečnog presjeka (mm^4); A - površina poprečnog presjeka (mm^2);

VCG - pozicija težišta poprečnog presjeka po visini(mm);

MUS - granični moment savijanja trupa- PROGIB (kNm); MUH - granični moment savijanja trupa- PREGIB(kNm);

WGT -težina konstrukcije na razini dužine cijelog modela ($L=165$ m), (kg);

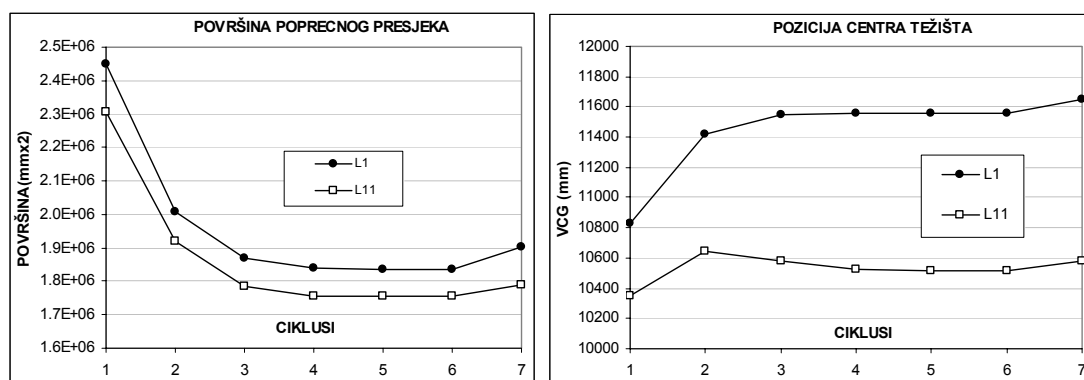
CST -cijena konstrukcije na razini dužine cijelog modela ($L=165$ m), za model cijene prema (7.2.1.1) (€);

g -parametar podobnosti na razini strukturnog kriterija definiranog prema (7.2.1.3);

GML –normalizirana srednja vrijednost svih razmatranih parametara podobnosti g prema (7.2.1.1)

Sam algoritam vrlo dobro konvergira nakon 4-5 ciklusa iteracije. Kao kriterij konvergencije uzeta je promjena vrijednosti funkcije cilja manja od 0.1% u odnosu na prethodnu. Trajanje jednog ciklusa iteracije na PC računalu konfiguracije (2GHz, RAM-512MB) traje oko 1 sekunde.

Na slici 8-24 prikazan je dijagram usporedbe promjena površine poprečnog presjeka (A) i pozicije težišta po visini (VCG) po ciklusima za obje projektne varijante.



Napomena: kroz 7. ciklus provedena je standardizacija i ujednačavanje strukturnih dimenzija

Slika 8-24 Dijagrami promjene A i VCG - za L1, L11 ($VCG \leq 12600$ mm)

Usporedba strukturnih dimenzija za prototip i obje projektne varijante, nakon provedene standardizacije, prikazana je u tablici 8-12. Podjela je izvršena po podstrukturama (dno, paluba, itd.) čija je pozicija na poprečnom presjeku specificirana u prilogu D.

	PROTOTIP ($P1^0, P11^0$)		L1 ^S -final (standardizacija)		L11 ^S -final (standardizacija)	
	oplata (mm)	uzdužnjaci	oplata (mm)	uzdužnjaci	oplata (mm)	uzdužnjaci
DNO	15	HP 300x11	11	HP 240x11	12.5	HP 260x11
BOK-1	15	HP 300x11	10	HP 200x10	11	HP 240x11
BOK-2	15	HP 300x11	9	HP 180x9	9	HP 180x9
BOK-3	15	HP 300x11	8	HP 160x8	8	HP 160x8
BOK-4	15	HP 300x11	8	HP 160x8	8	HP 160x8
PALUBA-1	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-2	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-3	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5.5	HP 120x6
PALUBA-4	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-5	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-6	7	HP 160x7	6	HP 140x7	5	HP 120x6
PALUBA-7	7	HP 160x7	7.5	HP 160x9	6.5	HP 160x7

Tablica 8-12 Strukturne dimenzije nakon standardizacije (prototip, L1, L11) - $VCG \leq 12600$ mm

Iz prikazanih rezultata mogu se donijeti sljedeći zaključci:

- Prototipna konstrukcija je predimenzionirana te su moguće veće uštede. Kako je riječ o test primjeru i fiktivnoj konstrukciji za očekivati je da bi uštede kod realnije dimenzionirane konstrukcije po Pravilima bile manje.
- Ušteta u težini konstrukcije za obje varijante su jako slične oko 19% uspoređujući finalna rješenja s prototipom. Međutim konstrukcija varijante L11 zbog nepostojanja uzdužne pregrade ima nešto manju sveukupnu težinu ($WGT=2.82 \cdot 10^6$ kg), u odnosu na L1 ($WGT=3.02 \cdot 10^6$ kg).
- Granični momenti savijanja trupa također su relativno slični za pregib (*MUH*), dok za progib (*MUS*) L11 ima nešto veći granični moment.
- Iz tablice 8-12 vidljivo je relativno dobro poklapanje strukturnih dimenzija za obje projektne varijante. Razlike su u dimenzijama strukture dna i dvije najgornje palube.
- Za primijetiti je da se položaj težišta po visini (*VCG*) značajnije podizao za varijantu L1, dok je za varijantu L11 ta promjena bitno manja, slika 8-24.
- Ograničenje na visinu težišta nije bilo aktivno te nije utjecalo na distribuciju materijala.
- Kod ovakvog primjera utjecaj topologije na izbor rješenja je relativno malen.

FAZA I(b):Rezultati ($VCG \leq 10500$ mm):

U tablici 8-13a,b dan je generalni pregled rezultata, projektnih karakteristika na razini poprečnog presjeka po ciklusima za L1 i L11.

Atributi	Projekt L1							Promjena standardizirane u odnosu na prototip (%) $ L1^s - P1^0 / P1^0$
	Prototip $P1^0$	1.ciklus	2.ciklus	3.ciklus	4.ciklus	5.ciklus	Standardizacija $L1^s$	
Promjena funkcija cilja $(C_1-C_0)/C_0$	/	-0.153	-0.0626	-0.0145	-0.0014	0.0001	/	
I_{vert} (mm ⁴)	1.61E+14	1.56E+14	1.53E+14	1.52E+14	1.52E+14	1.52E+14	1.55E+14	-3.77
<i>VCG</i> (mm)	10825	10569	10511	10501	10500	10500	10558	-2.47
<i>A</i> (mm ²)	2.45E+06	2.16E+06	2.04E+06	2.01E+06	2.01E+06	2.01E+06	2.09E+06	-14.6
<i>MUS</i> (kNm)	1.87E+06					1.58E+06	1.59E+06	-15.2
<i>MUH</i> (kNm)	2.44E+06					2.36E+06	2.42E+06	-0.5
<i>WGT</i> (kg)	3.72E+06					3.15E+06	3.26E+06	-12.4
<i>CST</i> (€)	5.44E+06					4.22E+06	4.42E+06	-18.7
g-srednji svih	0.684	0.654	0.632	0.626	0.625	0.625	0.630	-7.9
g-broj negativnih	0	0	0	1	1	1	0	/
g-srednji negativnih	0	0	0	-0.017	-0.019	-0.019	0	/
<i>GML</i>	0.949					0.891	0.901	-8.7

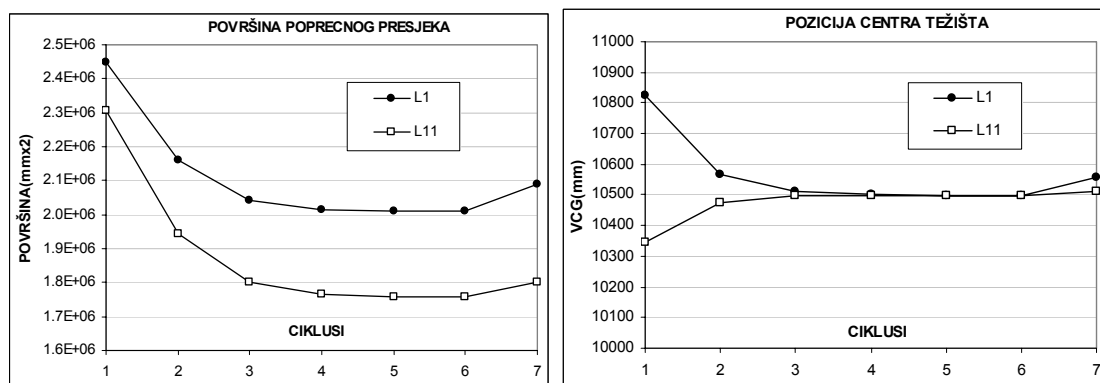
Tablica 8-13a Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L1 ($VCG \leq 10500$ mm)

8. Primjena razvijenih projektnih modula

Atributi	Projekt L11							
	Prototip P11 ⁰	1.ciklus	2.ciklus	3.ciklus	4.ciklus	5.ciklus	Standardizacija L11 ^S	Promjena standardizirane u odnosu na prototip (%)
Promjena funkcija cilja (C ₁ -C ₀)/C ₀	/	-0.0115	-0.0238	-0.004	0.0008	0.0001	/	$ L11^S - P11^0 / P11^0$
I _{vert} (mm ⁴)	1.50E+14	1.34E+14	1.27E+14	1.25E+14	1.25E+14	1.25E+14	1.26E+14	-16.2
VCG (mm)	10347	10475	10497	10500	10500	10500	10511	1.6
A (mm ²)	2.31E+06	1.94E+06	1.80E+06	1.77E+06	1.76E+06	1.76E+06	1.80E+06	-22.0
MUS (kNm)	2.18E+06					1.68E+06	1.71E+06	-21.7
MUH (kNm)	2.25E+06					1.70E+06	1.76E+06	-21.8
WGT (kg)	3.53E+06					2.85E+06	2.88E+06	-18.5
CST (€)	5.16E+06					3.41E+06	3.47E+06	-32.7
g-srednji svih	0.6299	0.5742	0.5985	0.5427	0.5413	0.5413	0.5413	-14.1
g-broj negativnih	0	2	8	11	12	12	2	/
g-srednji negativnih	0	0	-0.0518	-0.0342	-0.0433	-0.0433	-0.001	/
GML	0.875					0.733	0.758	-7.1

Tablica 8-13b Promjena karakteristika poprečnog presjeka – projekt L11 (VCG ≤ 10500 mm)

Na slici 8-25 dan je dijagramski prikaz usporedbe promjene površine poprečnog presjeka (A) i pozicije težišta po visini (VCG) po ciklusima za obje projektne varijante.



Napomena: kroz 7. ciklus provedena je standardizacija i ujednačavanje strukturnih dimenzija

Slika 8-25 Dijagrami promjene površine pop. presjeka i VCG- za L1, L11 (VCG ≤ 10500 mm)

Usporedba strukturnih dimenzija za prototip i obje projektne varijante, nakon provedene standardizacije, dana je u tablici 8-14.

	PROTOTIP (P1 ⁰ , P11 ⁰)		L1 ^S -final (standardizacija)		L11 ^S -final (standardizacija)	
	oplata (mm)	uzdužnjaci	oplata (mm)	uzdužnjaci	oplata (mm)	uzdužnjaci
DNO	15	HP 300x11	16.5	HP 340x12	13	HP 260x12
BOK-1	15	HP 300x11	15.5	HP 320x12	11	HP 220x11
BOK-2	15	HP 300x11	9	HP 180x9	9	HP 180x9
BOK-3	15	HP 300x11	8	HP 160x8	8	HP 160x8
BOK-4	15	HP 300x11	8	HP 160x8	8	HP 160x8
PALUBA-1	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-2	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-3	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5.5	HP 120x6
PALUBA-4	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-5	7	HP 160x7	5	HP 120x6	5	HP 120x6
PALUBA-6	7	HP 160x7	6	HP 140x7	5	HP 120x6
PALUBA-7	7	HP 160x7	7	HP 160x7	6.5	HP 160x7

Tablica 8-14 Strukturne dimenzije nakon standardizacije (prototip, L1, L11)- VCG ≤ 10500 mm

Iz prikazanih rezultata mogu se donijeti sljedeći zaključci:

- Kod ovog slučaja uočljiva je veća razlika u rješenjima za promatrane varijante. Varijanta L11 pokazala se uočljivo bolja gledajući ukupnu težinu konstrukcije ($WGT=2.88 \cdot 10^6$ kg) u odnosu na varijantu L1 ($WGT=3.26 \cdot 10^6$ kg).
- Ograničenje na visinu težišta bilo je aktivno te je imalo izraženi utjecaj na distribuciju materijala, posebno za varijantu L1. Iz tablice 8-16 vidljiv je porast dimenzija strukture dna za L1, dok su za L11 strukturne dimenzije cijelog presjeka ostale otprilike iste kao i kod prethodnog slučaja ($VCG \leq 12600$ mm).
- Efikasnost provedene optimizacije više je izražena za L11 gdje su ostvarene uštede težine (WGT) u odnosu na prototipnu konstrukciju oko 18.5%, za razliku od L1 gdje je dobiveno oko 12.4%.
- Granični momenti savijanja naglašenije se razlikuju za pregib (MUH), gdje je L1 ima dominantno veći granični moment (37.5%), u odnosu na progib (MUS) gdje L11 ima nešto veći granični moment (7.5%) uspoređujući standardizirana/finalna rješenja s prototipom.
- Sigurnost finalnih rješenja, promatrane kroz parametar GML , manja je za L11 (0.733) u odnosu na L1 (0.891).
- Kod ovakvog primjera utjecaj topologije na izbor rješenja je relativno velik.

Generalni zaključak za fazu I strukturne optimizacije:

Globalna optimizacija uzdužnog materijala korištenjem SLP (modula CALMOP) pokazala se kao izrazito brza i efikasna metoda. Na osnovu dobivenih rezultata moguće su relativno velike uštede u težini za obje razmatrane varijante. U slučaju kada je ograničenje visine težišta jače izraženo ($VCG \leq 10\ 500$ mm) imamo značajne razlike u rješenjima i ostvarenim uštedama s obzirom na promatrane topologije. Može se generalno zaključiti da varijante (L11) s relativno uniformnom distribucijom primarnih naprezanja po visini nadgrađa pokazuju prednosti u slučajevima kada je niža visina tržišta projektno ograničenje koje usmjerava pronalazak optimalnog rješenja. Takva konstrukcija (L11) i kada visina težišta nije ograničenje postiže nižu visinu težišta za optimalne dimenzije u odnosu na varijantu L1, vidi sliku 8-24.

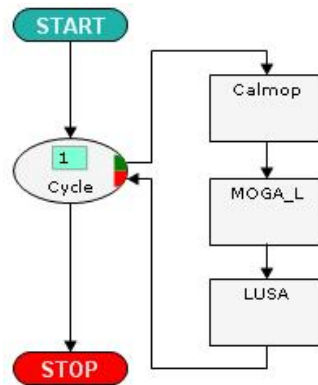
Faza II: Globalna optimizacija uzdužnog materijala korištenjem modula MOGA

U daljnjim koracima ispitivana je mogućnost korištenja modula MOGA koji radi na principu genetičkih algoritama. Projektne varijable uzete su iste kao za fazu I. Sekvenca izvođenja shematski je prikazana na slici 8-26. Za dio inicijalne populacije s kojim genetički algoritam (MOGA) dalje operira korištena su rješenja dobivena pomoću SLP (modula CALMOP) iz faze I. Algoritam SLP dobiva samo jedno rješenje za specificiranu funkciju cilja te je više rješenja moguće generirati na nekoliko načina:

1. mijenjajući težinske faktore $w1$ i $w2$ bikriterijalne funkcije cilja,

2. mijenjajući stupanj sigurnosti promjenom faktora sigurnosti ili pak promjenom globalnih parametara opterećenja npr. iznosa vertikalnog momenta savijanja.

U primjeru je korišten drugi navedeni princip te je generirano desetak početnih rješenja.



Slika 8-26 Koraci u struktornoj optimizaciji korištenjem različitih optimizacijskih algoritama

Proveden je multiatributski pristup u radu s genetičkim algoritima te je generirana *Pareto* ploha nedominiranih rješenja. U primjeru su korišteni sljedeći atributi/ciljevi:

- težina-*WGT*
- cijena - *CST*-(prema 7.2.1.1)
- sigurnost- *GML*-(prema 7.2.1.1)

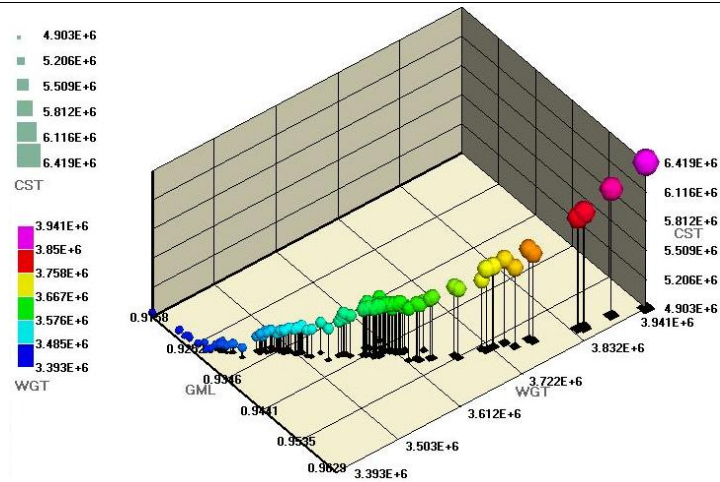
Glavni parametri kojima smo definirali rad genetičkog algoritma su postavljeni razmatrajući kvalitetu rješenja i brzinu izvršenja u seriji provedenih testova za različite vrijednosti parametra:

- broj iteracija= 300
- veličina populacije= 50
- vjerojatnost križanja= 0.9
- vjerojatnost mutacije= 0.05

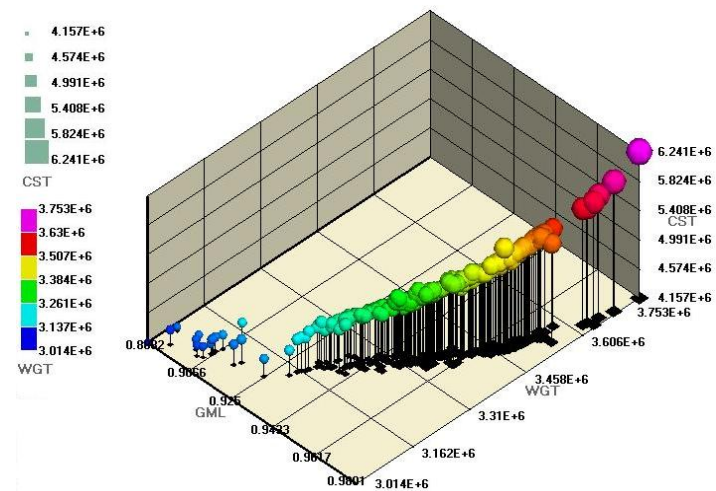
Za postavljene parametre vrijeme trajanja jednog proračuna (15 000 iteracija) je oko 45 min.

Granični moment savijanja trupa nije korišten kao cilj jer zbog velikog broja iteracija (15 000) koje provode genetički algoritmi nije moguće provesti postupak u realnom vremenu, budući da je vrijeme trajanja jednog proračuna granične čvrstoće (modul LUSA) oko 60 sec. U završnom koraku za grupu odabranih projekta po težini proračunate su vrijednosti graničnog momenta.

U nastavku su dani rezultati samo za primjer $VCG \leq 10500$ mm, a koji smo u fazi I identificirali da uzrokuje bitno različita rješenja za razne varijante topologije (L1 i L11). Za pregled rješenja korišten je posebno razvijen 5-D grafički vizualizator DeView unutar OCTOPUS ljuske [110], koji omogućava mnogobrojne mogućnosti u pregledu i izboru rješenja. *Pareto* fronte za obje varijante (L1 i L11) na prostoru koji razapinju projektni atributi prikazane su na slikama 8-27a,b. Svaka kuglica na slici predstavlja jedno kompletno rješenje sa svim strukturnim dimenzijama u poprečnom presjeku.



Slika 8-27a Pareto fronta nedominiranih rješenja za projekt L1-uzdužna struktura



Slika 8-27b Pareto fronta nedominiranih rješenja za projekt L11-uzdužna struktura

Za projekt L1 generirano je 163, a za projekt L11 311 nedominiranih rješenja. Sva nedominirana rješenja moguće je prikazati u tabličnom obliku gdje je dan ispis svih vrijednosti projektnih atributa i projektnih varijabli i ograničenja. Na slici 8-28a,b dan je ispis pet projekata najboljih po težini za obje topologije L1 i L11.

MOPSO - Nondominated Designs										
I.NFR	WGT	GML	MUS	MUH	CST	GP1.PSB.PC	GP1.PSB.SB	GP1.PSB.SL	GP1.PSB.ST	G
3393186	0.9158	1615225	2376567	4947403	0.4318	0.4479	0.4852	0.4748	0.	
3400972	0.9214	1637565	2357219	4931290	0.425	0.446	0.4821	0.4709	0.	
3402864	0.9214	1640224	2357536	4932426	0.425	0.446	0.4822	0.471	0.	
3403679	0.9226	1638346	2348628	4902705	0.4197	0.4451	0.4809	0.4706	0.	
3403900	0.9238	1642589	2351478	4931123	0.4246	0.4456	0.4818	0.4706	0.	
Info	Bottom.TPL	Bottom.HSW	Bottom.TSW	Bottom.BSF	Bottom.TSF	Side_1.TPL	Side_1.HSW	Side_1.TSW	Side_1.BSF	
Min	16.5	237	11	46	30	12.5	227	10	44	
Max	17.5	257	11	48	34	14	232	10	48	
Avg	16.9	247.2	11	46.9	33	13.5	229.5	10	44.9	
StDev	0.2616	4.435	0	1.021	1.654	0.3974	2.565	0	1.21	

Slika 8-28a Tablica Pareto optimalnih rješenja za projekt L1

	WGT	GML	MUS	MUH	CST	GP1.PSB.PC	GP1.PSB.SB	GP1.PSB.SL	GP1.PSB.ST
3018120	0.8861	1855311	1903607	4320835	0.2335	0.2724	0.321	0.3056	
3039686	0.8938	1876359	1922470	4370294	0.247	0.2843	0.3278	0.3132	
3050005	0.8971	1851382	1929944	4431547	0.239	0.2769	0.3262	0.3125	
3050099	0.8945	1881818	1935477	4408974	0.2489	0.2862	0.3296	0.315	
3050341	0.8991	1851156	1929982	4431751	0.2388	0.2767	0.326	0.3123	

Info	Bottom.TPL	Bottom.HSW	Bottom.TSW	Bottom.BSF	Bottom.TSF	Side_1.TPL	Side_1.HSW	Side_1.TSW	Side
Min	12	227	10	44	30	11.5	227	10	42
Max	16	257	11	50	34	15	252	11	48
Avg	14.93	235.5	10.1	46.4	30.6	13.2	234.5	10.1	46
StDev	0.7826	6.708	0.3078	1.392	1.142	0.7678	6.977	0.3078	1.29

Slika 8-28b Tablica *Pareto* optimalnih rješenja za projekt L11**FAZA II: Zaključci**

Razmatrajući postignutu težinu za primijetiti je sličan trend uočen i u fazi I. Ukupna postignuta težina za varijantu L1 ($WGT=3.39 \cdot 10^6$ kg) nešto je veća nego za L11 ($WGT=3.01 \cdot 10^6$ kg).

- Cijena (*CST*) uglavnom prati trend rješenja promatran kroz težinu (*WGT*) pošto nije mijenjan razmak ukrepa i jakih okvira. Ipak, za uočiti je (vidi sliku 8-28a) da za L1 četvrti projekta po težini ima najmanju cijenu.
- Granični momenti savijanja trupa naglašenije se razlikuju za pregib (*MUH*) gdje L1 ima značajnije veći granični moment (oko 25%), u odnosu na progib (*MUS*) gdje L11 ima veći granični moment (oko 15%).
- Sigurnost promatrana kroz parametar *GML* smanjena je za L11 u odnosu na L1.

Usporedba I. i II. faze strukturne optimizacije provedena je kroz tablicu 8-15. Za I fazu promatrano je standardizirano rješenje, dok je za fazu II rješenje minimalne težine za obje projektne varijante, ($VCG \leq 10500$ mm).

ATRIBUTI	I faza		II faza	
	$L1^S$	$L11^S$	$L1^S$	$L11^S$
<i>MUS</i>	1.59E+06	1.71E+06	1.61E+06	1.86E+06
<i>MUH</i>	2.42E+06	1.76E+06	2.38E+06	1.90E+06
<i>WGT</i>	3.26E+06	2.88E+06	3.39E+06	3.02E+06
<i>CST</i>	4.42E+06	3.47E+06	4.95E+06	4.32E+06
<i>GML</i>	0.901	0.758	0.916	0.886

Tablica 8-15 Usporedba projektnih atributa za I i II fazu

Kod višeatributskih problema relativni odnos značaja pojedinih atributa je pitanje subjektivne procjene projektanta. Na osnovu poznatih projektnih ograničenja i preferencija korištenjem *Saatyve* metode (poglavlje 7.2.1.1) moguće je izabrati željeno rješenje.

Usporedbom dva optimizacijska algoritma (SLP-faza I) i genetičkog algoritma (MOGA-faza II) vidljivo je da su postignuta rješenja sa stanovišta težine nešto bolja korištenjem SLP, dok nam MOGA daje širi izbor rješenja povećane sigurnosti. Za multiatributske probleme SLP nije u stanju generirati *Pareto* plohu i dati širi pregled projektnih rješenja. Brzine trajanja proračuna

niža je za SLP (5sec. za 5 iteracija, bez postupka standardizacije) u odnosu na MOGA (oko 45min. za provedenih 15 000 iteracija).

Faza III: Optimizacija poprečne strukture korištenjem modula MOGA

U prikazanom primjeru optimizacijski problem je dekomponiran na problem uzdužne (I i II faza) i poprečne čvrstoće (III faza). Interakcija trup-nadgrađe prvenstveno generira efekte s obzirom na uzdužna naprezanja, tako da je i u ovom radu težište postavljeno na problemu uzdužne čvrstoće. Nije za očekivati da će rješenja različitih topologija značajnije utjecati na poprečnu strukturu ako su rasponi greda i opterećenja isti za obje varijante. Razlike su moguće za slučaj kada se topološka rješenja razlikuju u broju i poziciji poprečnih pregrada koje dominantno daju globalnu poprečnu krutost razmatranih tipova konstrukcije posebno s obzirom na nesimetrične slučajeve opterećenja (eng. *racking*). Smanjenjem visine palubnih sponja moguće je sniziti ukupnu visinu broda. Smanjenje visine broda osim smanjenja vlastite težine trupa ima nekoliko pozitivnih učinaka na ukupni projekt broda. Smanjivanjem površine broda iznad vodne linije smanjuje se opremni broj broda. Cilj svakog projektanta je što niži opremni broj jer on ima izravni utjecaj na dimenzije i karakteristike (snagu) sidrene (sidra, lanci, lančanici, itd), privezno-pritezne i druge palubne opreme. Smanjivanjem težine palubne opreme smanjuje se ukupna vlastita težina broda. Također palubni uređaji manje snage također smanjuju potrebnu količinu električne energije na brodu, itd.

U ovoj fazi rada provedena je strukturna optimizacija poprečne strukture polazeći od standardiziranog rješenja I faze za odabranu topologiju L11 prema Tablici 8-14, (za $VCG \leq 10500$) mm. Strukturna optimizacija provedena je korištenjem modula MOGA za slučajeve opterećenja prema tablici 8-6. Projektne varijable obuhvatile su poprečne strukturne elemente dna, bokova i paluba.

U primjeru su korišteni sljedeći atributi/ciljevi:

- težina-*WGT*
- cijena –*CST*-(prema 7.2.1.1)
- sigurnost- *GMI*-(prema 7.2.1.1)

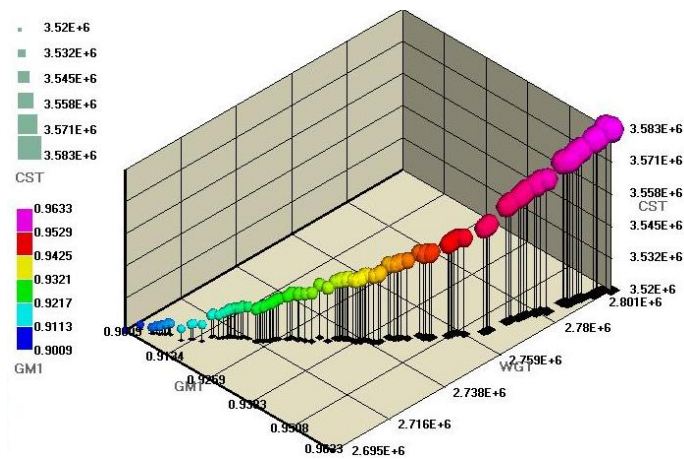
Glavni parametri kojima smo definirali rad genetičkog algoritma su sljedeći:

- broj iteracija= 1000
- veličina populacije= 50
- vjerojatnost križanja= 0.9
- vjerojatnost mutacije= 0.05

Za tako postavljene parametre vrijeme trajanja jednog proračuna (50 000 iteracija) je oko 2 h

Generirana su 124 nedominirana rješenja. *Pareto* fronta za odabranu varijantu L11 na prostoru koji razapinju projektni atributi prikazana je na slici 8-29, dok je na slici 8-30 dana tablica

usporedbe najnižih realiziranih ograničenja (parametara podobnosti g prema Tablici 7-1c) za poprečnu strukturu prototipa i za preferirani projekt broj 31.



Slika 8-29 Pareto fronta nedominiranih rješenja za projekt L11-poprečna struktura

Selected	Value	Selected	Value	Selected	Value
GP63.PSY.FYCF.g	-0.05087334	GP22.PSY.FYC...	0.00163525844	GP22.PSY.FYCF.g	-0.0119796861
GP72.PSY.FYCF.g	-0.0402324423	GP43.PSY.FYC...	0.00389686087	GP21.PSY.FYCF.g	0.003595441
GP43.PSY.FYCF.g	-0.03799609	GP31.PSY.FYC...	0.00427171	GP31.PSY.FYCF.g	0.0450326428
GP52.PSY.FYCF.g	-0.0368391126	GP63.PSY.FYC...	0.01128015	GP5.PSY.FYCF.g	0.0586902462
GP34.PSY.FYCF.g	-0.0362005681	GP34.PSY.FYC...	0.011901089	GP3.PSY.FYCF.g	0.0606304742
GP54.PSY.FYCF.g	-0.0298430528	GP45.PSY.FYC...	0.0145779	GP14.PSY.FYCF.g	0.06540121
GP45.PSY.FYCF.g	-0.0266104285	GP21.PSY.FYC...	0.01662439	GP63.PSY.FYCF.g	0.06573571
GP22.PSY.FYCF.g	-0.02132684	GP36.PSY.FYC...	0.02683964	GP30.PSY.FYCF.g	0.06583254
GP36.PSY.FYCF.g	-0.02091399	GP30.PSY.FYC...	0.03014546	GP6.PSY.FYCF.g	0.07294923
GP61.PSY.FYCF.g	-0.0144215934	GP14.PSY.FYC...	0.033486	GP2.PSY.FYCF.g	0.07410932
GP25.PSY.FYCF.g	-0.0101370234	GP41.PSY.FYC...	0.03790309	GP72.PSY.FYCF.g	0.07547356
GP65.PSY.FYCF.g	-0.008910869	GP65.PSY.FYC...	0.04205529	GP20.PSY.FYCF.g	0.0785042346
GP21.PSY.FYCF.g	-0.00616973...	GP20.PSY.FYC...	0.0459879749	GP43.PSY.FYCF.g	0.07901877
GP41.PSY.FYCF.g	-0.004561767	GP72.PSY.FYC...	0.048866272	GP52.PSY.FYCF.g	0.07991229
GP27.PSY.FYCF.g	0.000629465	GP61.PSY.FYC...	0.04947295	GP34.PSY.FYCF.g	0.08169889

PROTOTIP
PREFERIRANI PROJEKT br.31
FINALNI STANDARDIZIRANI PROJEKT

Slika 8-30 Usporedbe postignutih parametara podobnosti g za prototip i preferirani projekt Strukturne dimenzije poprečne strukture za prototip, preferirani (br.31) i standardizirani finalni projekt dani su u tablici 8-16.

Podstrukture	PROTOTIP - P11 ⁰	L11 (MOGA-projekt 31)	L11-FINAL(standardizacija)
DNO	T 1200x10 / 200x12	T 1140x11 / 200x14	T 1140x11 / 200x14
BOK 1-3	T 800x10 / 200x12	T 830x11.5 / 220x12	T 840x11 / 220x12
BOK-4	T 400x10 / 100x12	T 400x10 / 100x12	T 400x10 / 100x12
PALUBA-1	T 800x10 / 200x12	T 840x9.5 / 210x12	T 840x11 / 220x12
PALUBA-2	T 400x10 / 100x12	T 400x10 / 120x13	T 400x10 / 150x12
PALUBA-3	T 400x10 / 100x12	T 400x10.5 / 110x12	T 400x10 / 150x12
PALUBA-4	T 400x10 / 100x12	T 400x11 / 100x12	T 400x10 / 150x12
PALUBA-5	T 400x10 / 100x12	T 430x10 / 100x14	T 400x10 / 150x12
PALUBA-6	T 400x10 / 100x12	T 420x11 / 100x12	T 400x10 / 150x12
PALUBA-7	T 400x10 / 100x12	T 410x11 / 110x13	T 400x10 / 150x12

Tablica 8-16 Dimenzija poprečnih nosača: prototip, preferirani i standardizirani projekt

Standardizacijom su ujednačene dimenzije poprečne strukture po palubama za koje genetički algoritam daje slične karakteristike poprečnog nosača. Za primijetiti je blago povećanje ukupne težine poprečnih elemenata konstrukcije nakon provedene poprečne optimizacije. Ipak problemi i nezadovoljeni kriterij podobnosti g dani kroz tablicu 8-16 uspješno su riješeni.

Finalni rezultati:

Kroz tablicu 8-17 prikazane su globalne karakteristike poprečnog presjeka za prototip, preferirani projekt ($O11_{II}^S$ - optimalne uzdužne dimenzije) i preferirani projekt ($O11_{III}^S$ - optimalne uzdužne i poprečne dimenzije) za odabranu topologiju L11.

ATRIBUTI	TOPOLOGIJA L11			
	Prototip- $P11^0$	$O11_{II}^S$ (nakon II faze)	$O11_{III}^S$ (nakon III faze)-FINAL	Promjena finalne u odnosu na prototip (%) $ O11_{III}^S - P11^0 / P11^0$
<i>MUS</i>	2.18 E+06	1.71 E+06	1.71 E+06	-21.5
<i>MUH</i>	2.52 E+06	1.76 E+06	1.76 E+06	-30.1
<i>WGT</i>	3.53 E+06	2.88 E+06	2.93 E+06	-17.0
<i>CST</i>	5.16 E+06	3.47 E+06	3.51 E+06	-31.9
<i>GML</i>	0.875	0.733	0.758	-13.4
<i>GM2</i>	0.523	0.4645	0.471	-9.9

Tablica 8-17 Vrijednost projektnih atributa za prototip i finalni projekt

Zaključak:

Kroz prikazani test primjer provedena je strukturna optimizacija kao nastavak procedure započete kroz primjer u poglavlju 8.2.

Potvrdila se pretpostavka o potrebi topološkog istraživanja strukturnih varijanti. Primjerom je pokazano kako se za različite varijante topologije može postići različita kvaliteta optimalnih rješenja. Za konkretni primjer topologija L11 (relativno uniformna distribucija uzdužnih naprežanja po visini) pokazala se boljom sa stanovišta razmatranih kvaliteta projekta.

Algoritam sekvencijalnog linearnog programiranja (modul CALMOP) pokazao se kao brz i efikasan u rješavanju problema uzdužne čvrstoće i za fazu I ispitivanja trenda rješenja. Ipak, višeatributski pristup primijenjen korištenjem genetskih algoritama (modul MOGA), faza II, osigurava generiranje *Pareto* fronte i veći izbor preferiranih rješenja. Kako je relativni odnos značaja pojedinih atributa pitanje subjektivne procjene projektanta na osnovu poznatih projektnih ograničenja i preferencija projektanta korištenjem *Saatyeve* metode (poglavlje 7.2.1.1) moguće je izabrati željeno rješenje.

Razvijeni algoritmi pokazali su se uspješnim sa stanovišta konvergencije postupka i stabilnosti rješenja. Ipak, za genetičke algoritme (MOGA) potrebno je dodatni napor kako bi se postavila takva kombinacija osnovnih parametara (broj iteracija, veličina populacije, vjerojatnost križanja i mutacije) koji će dati optimalni odnos utrošenog vremena i kvalitete rješenja.

9. ZAKLJUČAK

Putnički i Ro-Pax brodovi identificirani su kao perspektivni tipovi brodova, na kojima bi se u budućnosti mogao temeljiti veći dio proizvodnog programa hrvatskih brodogradilišta. Takve brodove karakterizira složena strukturna interakcija trupa i nadgrađa koja može značajno utjecati na razmatrane kvalitete/atribute projekta (težinu, cijenu, sigurnost, itd).

Kroz ovaj rad potvrđena je postavljena hipoteza da je u okviru konceptualne faze projektiranja brodskih konstrukcija brodova s interakcijom trup-nadgrađe, moguće na točniji i potpuniji način iznaći najpovoljnije višeatributsko rješenje projekta konstrukcije.

Napravljen je metodološki pomak u pristupu projektnom problemu. Iz opsežnog pregleda literature vidljivo je da se problem dosada tretirao na razini analize distribucije primarnih naprezanja po visini broda te dimenzioniranja strukturnih elementa sukladno takvoj distribuciji. Uglavnom se za prethodno definirani/fiksirani topološki koncept provodila vrlo dugotrajna globalna MKE analiza na razini cijelog broda. Definiranje i određivanje efikasnosti nadgrađa proizašlo bi kao daljnja informacija tj. mjere sudjelovanja nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda. Usporedbom dva projektna rješenja s raznim efikasnostima sudjelovanja nadgrađa nije potpuno jasno koji je od ta dva projekta bolji, prihvatljiviji. U osnovi, zanima nas projekt što jeftinije, lakše i sigurnije konstrukcije koja će zadovoljavati sva postavljena ograničenja. Korak koji je učinjen u ovom radu je taj da je već u konceptualnoj fazi predložena brza i efikasna, znanstveno utemeljena i primjenjiva metodologija koja obuhvaća dvije osnovne faze:

- Topološko istraživanje projektnog prostora: razmatranje utjecaja topološko-geometrijskih parametra na odabrane projektne attribute (npr. distribuciju primarnih naprezanja po visini, težinu, itd.)
- Optimizacija strukturnih dimenzija: na odabranim topološkim varijantama provodi se višeatributsko optimizacija koja omogućava objektivnu evaluaciju projektnih varijanti.

Rad se koncentrirao na konceptualnu fazu jer je ta faza prepoznata kao iznimno važna kako po važnosti projektnih odluka tako i po kratkoći vremena u kojem je te odluke potrebno donijeti. Bitno je naglasiti da je krive odluke donesene u ovoj fazi vrlo teško ispraviti u kasnijim fazama, kada je projekt već odmakao u razradbi i kada je dosta parametara fiksirano (koncept, geometrija, topologija i dr.), ali i podsjetiti da su uštede i dobiti u ovoj fazi najveće. Stoga je i razvoj projektnih modela bio tome prilagođen te je posebni naglasak osim potrebne točnosti stavljen na brzinu izvršenja i provođenja samog postupka. Da bi se provele dvije spomenute faze, na razini identifikacije problema i razvoja matematičkih projektnih modela prethodno su provedene sljedeće predradnje:

- Napravljen je pregled strukturnih specifičnosti razmatranih konstrukcija te su razmotrene karakteristike i fizikalna pozadina problema strukturne interakcije trup-nadgrađe.

- Istaknuti su topološki parametri koji utječu na interakciju te je kvalitativno razmotren utjecaj svakog od njih.
- Dan je pregled analitičkih i numeričkih metoda koji razmatraju problem kao i detaljan pregled svih relevantnih (autoru dostupnih) radova s tog područja.

Na osnovu sadašnjih spoznaja i uočenih nedostataka identificiran je projektni problem (cilj, varijable i ograničenja) te je formuliran numerički projektni model za njegovo rješavanje.

Konstrukcija dijela broda oko glavnog rebra najvećim dijelom definira težinu i cijenu cjelokupne brodske konstrukcije. Za racionalno projektiranje u konceptualnoj fazi stoga je potrebno, u području $0.4L$ oko glavnog rebra, odrediti distribuciju primarnih naprezanja po visini poprečnog presjeka (trup+nadgrađe) s prihvatljivom točnošću. Dimenzije glavnog rebra proračunate u toj fazi imaju veliki utjecaj na daljnji razvoj projekta. Treba istaknuti da je efikasno projektiranje strukture, nadgrađa posebno značajno zbog kontrole težina i vertikalnog položaja centra težišta broda uslijed zahtjeva za stabilitetom i ugovorenom brzinom. Glavni nedostatak 3D MKE analiza cijelog broda pomoću *grube* mreže je još uvijek velika količina rada i vremena potrebna za izgradnju takvih modela i obradu rezultata proračuna.

Na razini strukturnog modela kroz rad je predložen i razrađen koncept projektno orijentiranih, pojednostavljenih generičkih 3D MKE strukturnih modela koji daju dovoljnu točnost na razini primarnog odziva. Predloženi su mogući načini modeliranja s posebnim naglaskom na velike bočne otvore. Dane su usporedbe u točnosti (na bazi pomaka) modeliranja bočnih otvora za nekoliko različitih metoda u odnosu na vrlo finu MKE mrežu. Analitička metoda određivanja ekvivalentne debljine po principu ekvivalentne smične krutosti pokazala se posebno efikasna sa stanovišta točnosti proračuna, brzog remodeliranja i uključivanja takvog modela u formalnu projektnu proceduru. Izrazi za ekvivalentnu krutost analitički su izvedeni i konstruirani u formi projektnih dijagrama po osnovama koje je dao *Fransman* [32]. Vrlo brza izgradnja takvih modela omogućuje ispitivanje niza strukturnih varijanti u kratkom vremenskom periodu. Primarni odziv generičkih MKE modela uspoređen je s odzivom MKE modela cijelog broda na dva realna primjera te je dobiveno zadovoljavajuće poklapanje rezultata. Zaključeno je da su predloženi 3D MKE generički modeli prikladni za topološko istraživanje prostora i strukturnu optimizaciju.

Predložen je model opterećenja koji je temeljen na kvazistatičkom principu ekvivalentnog vala te su ukratko prikazane mogućnosti točnijeg modeliranja valnih opterećenja, a posebno procjena veličine vertikalnog valnog momenta savijanja trupa. Predstavljeni su i projektne izrazi za korekciju vrijednosti vertikalnog valnog momenta savijanja na osnovu linearne vrpčaste teorije uslijed nelinearnih efekata uzrokovanih promjenom forme iznad vodne linije. Bitno je naglasiti da oblik distribucije primarnih naprezanja po visini i efikasnost nadgrađa ne ovisi o

veličini iznosa momenta savijanja te da se i s približnim proračunom može objektivno razlučiti kvaliteta razmatranih projektnih varijanti i odabrati željeni topološki koncept.

U radu su razmatrane mogućnosti proračuna uzdužne granične čvrstoće trupa koji je identificiran kao potencijalno važni projektni atribut sa stanovišta globalne sigurnosti. Razvijen je pojednostavljeni pristup temeljen na modifikaciji *Smithove* metode za višepalubne brodove. Rezultati su uspoređivani s nelinearnim MKE proračunom provedenim na konstrukciji putničkog broda u sklopu ISSC 2006 [106], te je za promatrani primjer dobiveno dobro poklapanje rezultata. U radu je razmatran i redoslijed kolapsa paluba i utjecaj različitih topologije na vrijednost graničnog momenta savijanja u progibu i pregibu. Ipak, potrebna su daljnja istraživanja na verifikaciji i validaciji točnosti predložene modificirane *Smithove* metode kao i na ocjeni nesigurnosti modeliranja. U tijeku ovog rada zajedno s kolegama sa Sveučilišta u Helsinkiju (TKK) započela su istraživanja i usporedbe predložene metode i CB metode [20] na nekoliko primjera pojednostavljene konstrukcije putničkog broda koje karakterizira različita distribucija primarnih naprezanja po visini broda. Određivanjem prikladnih parcijalnih faktora sigurnosti koji bi obuhvatili nesigurnosti modeliranja dobili bi se podaci za realniju procjenu sigurnosti konstrukcije putničkih i Ro-Pax brodova. Danas su ti podaci dostupni u novim harmoniziranim Pravilima za tankerske konstrukcije [105].

Na razini topološkog istraživanja projektnog prostora predložena je metodologija za identifikaciju i istraživanje topoloških parametara koji bitno utječu na interakciju trup-nadgrađe. Takvih faktora ima mnogo: reducirana smična krutost oplata boka uslijed velikih otvora, pomak linije stjenke boka trupa i nadgrađa uslijed recesa, krutost uzdužne pregrade, i dr. Stvarna interakcija navedenih faktora i veličine njegovih utjecaja vrlo je složena i nije detaljno i sistematski istražena, barem prema dostupnim podacima u literaturi. Efekt svakog pojedinačnog parametra iako načelno prepoznat, vrlo je teško kvantitativno ocijeniti za konkretni problem kada imamo nekoliko različitih parametara na više nivoa. To predstavlja poteškoću u razvoju općih projektnih dijagrama koji bi pokrivali široki projektni prostor za razne kvalitete projekta ovisno o topološkim parametrima [26, 58, 59]. Predložena metodologija temeljena je na teoriji eksperimenata (frakcionirani pokusi, ortogonalna polja, *Taguchijev* pristup, *SN* omjer, itd.), brzom generiranju odziva raznih strukturnih varijanti korištenjem predloženih generičkih 3D MKE modela i statističkoj obradi rezultata (*F*-test, ANOVA, itd.). Metodologija omogućuje da se u iterativnom postupku (s promjenom rezolucije eksperimenta) pronađe najbolja kombinacija vrijednosti (veličine) odabranih topoloških parametara koje minimiziraju/maksimiziraju iznos razmatranog projektnog atributa. Također se identificiraju parametri koji imaju dominantni utjecaj od parametara koji imaju mali utjecaj. Provedba same metodologije sa svim koracima prikazana je kroz poglavlje 8.2. Veličina i raspored bočnih otvora te krutost uzdužne pregrade

pokazali su se kao dominantni topološko-geometrijski parametri koji utječu na oblik distribucije primarnih naprezanja po visini. Odabrani niz različitih strukturnih koncepata omogućuje više startnih točaka za primjenu strukturne optimizacije kao faze koja slijedi te je mogućnost pronalaska globalnog optimuma povećana u odnosu na pristup s jednom/fiksnom topologijom. Iako je u ovom radu metodologija primijenjena na problem uzdužne čvrstoće, lako se da formulirati i provesti istraživanje utjecaja dominantno poprečnih topoloških parametara (npr. broj i pozicija poprečnih pregrada, krutost okvirnih rebara, itd.) na globalnu poprečnu krutost s obzirom na nesimetrične slučajeve opterećenja. To može biti posebno zanimljivo za Ro-Pax brodove koje karakterizira smanjeni broj poprečnih pregrada.

Implementirana nova optimizacijska procedura za projektiranje strukturnih dimenzija omogućila je brzu i efikasnu manipulaciju složenim višeatributskim problemom i mogućnost generiranja *Pareto* optimalnih rješenja. Provođenjem formalne strukturne optimizacije na nekoliko prethodno odabranih topoloških rješenja omogućava se objektivno vrednovanje razmatranih atributa za razne preferirane optimalne strukturne varijante. Kroz rad je proširena optimizacijska procedura za globalnu preraspodjelu materijala u poprečnom presjeku (temeljena na SLP-u) uvođenjem dodatnih lokalnih kriterija strukturne izdržljivosti i korekcija za nelinearnu distribuciju primarnih naprezanja po visini. Predložene su dvije metode koordinacije lokalnog-globalnog optimizacijskog problema. Dane su teorijske osnove algoritma te je provedena nadogradnja projektnog sustava OCTOPUS. Osnove ostalih optimizacijskih algoritama: evolucijskih strategija na osnovu teorija eksperimenata (FFE) i višeciljnih genetičkih algoritama (MOGA), također su ukratko prikazani kao dijelovi *hibridnog* koncepta strukturne optimizacije sustava OCTOPUS. Karakteristike optimizacijskih algoritama, njihova primjenjivost, prednosti i mane s obzirom na razmatrani problem na kraju su sumirani. U razvoju samih optimizacijskih algoritama predstoji još mnogo testiranja i validacije posebno u efikasnom postavljanju parametra genetičkih algoritama (MOGA) kako bi se ostvario optimalni odnos broja iteracija (proračunsko vrijeme) i kvalitete rješenja. Također je potreban daljnji rad i istraživanje na razvoju složenijeg modela cijene (temeljenog na realističnim podacima iz hrvatskih brodogradilišta), kao bitnog projektnog atributa. U 8. poglavlju pokazana je važnost provođenja topološkog istraživanja što u konačnici može rezultirati boljom kvalitetom rješenja strukturne optimizacije. Pokazano je da koncept topologije koju karakterizira uniformnost primarnih naprezanja po visini nadgrađa može biti zanimljiv u slučaju potrebe za nižim težištem sustava.

Kao daljnji korak, razrađena metodologija, biti će dodatno razvijana u spomenutim pravcima kroz europski projekt *IMPROVE* čiji je cilj upravo korištenjem suvremenih projektnih tehnika i alata unaprijediti proces projektiranja složenih brodskih konstrukcija. Primjer na kojem trenutno radi *hrvatski tim* (ULJANIK i FSB) je strukturni koncept velikog Ro-Pax broda.

10. ZAKLJUČAK DOKTORSKOG RADA

Istraživanja i rad proveden kroz disertaciju rezultirali su sljedećim znanstvenim doprinosima i spoznajama na području sinteze brodskih konstrukcija s izraženom interakcijom trupa i nadgrađa u konceptualnoj fazi:

- Formuliran je višeatributski projektni problem te je predložen originalni pristup rješenju problema kroz dvije faze:
 - I) Topološko istraživanje prostora
 - II) Optimizacija strukturnih dimenzija
- Pokazano je da predloženi pojednostavljeni generički 3-D MKE modeli, na kojima se temelje obje faze, daju primarni odziv prihvatljive točnosti u odnosu na MKE modele cijelog broda te da su prikladni za korištenje na razini konceptualne faze.
- Predložena metodologija istraživanja topoloških parametara (temeljena na teoriji eksperimenata) omogućuje da se u iterativnom postupku, promjenom rezolucije eksperimenta, pronađe najbolja kombinacija vrijednosti (nivoa) odabranih topoloških parametara koje minimiziraju ili maksimiziraju iznos razmatranog projektnog atributa.
- Veličina i raspored bočnih otvora te krutost uzdužne pregrade u konstrukciji nadgrađa identificirani su kao dominantni topološki parametri (u jakoj interakciji) koji utječu na distribuciju primarnih naprezanja po visini.
- Razvijen je pojednostavljeni pristup proračuna graničnog momenta savijanja trupa temeljen na modifikaciji *Smithove* metode. Identificiran je utjecaja topologije na vrijednost graničnog momenta. Poznavanjem redoslijeda kolapsa strukturnih elementa, omogućeno je racionalno reprojektiranje kritičnih mjesta i efikasno podizanje sigurnosti.
- Prošireni su optimizacijski algoritam za globalnu preraspodjelu materijala u poprečnom presjeku (temeljena na SLP) te dvije metode koordinacije globalnog (SLP) i lokalnog (FFE, MOGA) optimizacijskog problema.
- Razvijeni moduli implementirani su u praktičnu projektnu ljusku za donošenje odluka te je na provedenim test primjerima potvrđena postavljena hipoteza da je njihovim korištenjem, kroz dvofaznu proceduru, moguće na točniji i potpuniji način iznaći najpovoljnije višeatributsko (težina, cijena, sigurnost) rješenje projekta konstrukcije.

LITERATURA

- [1] White paper, "European Transport policy for 2010 – time to decide", Commission of the European Communities, Brussels, September 2001.
- [2] M. Kanerva, "From Handy Size up to Large Cruise Ferries, Elements Required to Design and Build Successful Configurations" Euroconference on Passenger Ship Design, Construction, Safety and Operation, pp. 85-111, Crete, Greece, 2001.
- [3] K. Levander, "Improving the Ro-Pax Concept with High Tech Solution" Euroconference on Passenger Ship Design, Construction, Safety and Operation, pp. 47-62, Crete, 2001.
- [4] S. Krueger, "Competitive Ro-Ro-Ships by First Principle Design Tools", Euroconference on Passenger Ship Design, Construction, Safety and Operation, pp. 63-73, Crete, 2001.
- [5] ISSC, Technical Committee IV.2, "Design Methods", Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Nagasaki, Vol. 1, 2000.
- [6] V. Žanić, P.K. Das, Y. Pu, D. Faulkner, "Multiple criteria synthesis techniques applied to reliability based design of SWATH ship structure", Integrity of Offshore Structures 5, EMAS Scientific Publications, pp. 387-415, Glasgow, UK. 1993.
- [7] N. Naranča, "Formuliranje matematičkog modela za konceptualno projektiranje konstrukcije", Magistarski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 1996.
- [8] V. Žanić, A. Rogulj, T. Jančijev, S. Bralić, J. Hozmec, "Methodology for Evaluation of Ship Structural Safety", Proceedings of the 10th International Congress IMAM 2002 p.54 + CD pp. 1-8, Hellas, Crete, 2002.
- [9] V. Žanić, J. Andrić, D. Frank, "Structural Optimization Method for the Concept Design of Ship Structures", International Marine Design Conference-IMDC 2003, Vol 2, pp.205-218, Athens, Greece, 2003.
- [10] V. Žanić i dr., "Integrirani programski sustav za brodske konstrukcije-TP-03/0120-23-Završno izvješće o rezultatima projekta", Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2006.
- [11] Hrvatski Registar Brodova, "Pravila za tehnički nadzor pomorskih brodova, Dio2.-Trup", Split, 2006.
- [12] K. Levander, "Competing in the Ro-Ro Market with High Tech Solution", RORO 2002 Conference, Lubeck, Germany, 2002.
- [13] V. Slapničar, "Odnos pregrađivanja i sigurnosti Ro-Ro brodova", Magistarski rad, FSB, Zagreb, 1998.
- [14] ..., "The Bigger Ships in Pipeline", Motorship-The Cruise Ship, March 2002.
- [15] K. Levander, "The Limits to Growth in Cruise Ship Size", International Marine Design Conference, IMDC 2006, pp. 207-230, Ann Arbor, USA, 2006.

- [16] M. J. Gudmunsen, "Some Aspects of Modern Cruise Ship Structural Design", Cruise Shipbuilding in the USA, Lloyd's Register of Shipping, May 1995.
- [17] G. Bacicchi, A. Nevierov, "Use of Alternative Structural Materials in the Superstructure of Cruise Vessels", International Conference on Ship and Shipping Research- NAV 2000, Venice, Italy, 2000.
- [18] T. Quensel, "Preliminary Study on Steel Composite Sandwich Panels: Shipbuilding Application", International Conference on Ship and Shipping Research- NAV 2000, Venice, Italy, 2000.
- [19] P. Kujala, A. Klanac, "Plate Analysis of All Steel Sandwich Panels Under Uniform Pressure Load", XV Simpozij Teorija i praksa brodogradnje-SORTA 2002, pp.221-229, Trogir, 2002.
- [20] H. Naar, "Ultimate Strength of Hull Girder for Passenger Ships", PhD Thesis, Helsinki University of Technology, 2006.
- [21] V. Žanić, M. Stipčević, J. Hozmec, "Reliability Based Optimization–Application To Racking Of Multi-Deck Ships", Proceedings of the ASRANet, Glasgow, UK, 2006.
- [22] J. Uršić, "Čvrstoće broda I ", Sveučilište u Zagrebu, Zagreb, 1991.
- [23] J. G. De Oliveira, " Hull-deckhouse interaction", Ship Structural Design Concepts, Second cycle, Cornell Maritime, Press, Maryland, pp. 160-278, 1983.
- [24] A. J. Johnson, "Stress in Deckhouses and Superstructure", Transaction of RINA, 1957, pp. 634-663.
- [25] V. Žanić, "Projektiranje brodske konstrukcije generiranjem optimalnih strukturnih varijanti na elektroničkom računalu", Doktorska disertacija, FSB Zagreb, 1980.
- [26] J. B. Caldwell, "The Effect of Superstructure on the Longitudinal Strength of Ships", Transaction of RINA, 1957, pp. 664-689.
- [27] J. Vasta, "Structural Tests on the Passenger Ship *S.S. President Wilson*- Interaction between Superstructure and Main Hull Girder", Transaction of SNAME, Vol 57, 1949.
- [28] V. Žanić, D. Sponza, J. Andrić, D. Frank, "Hull-superstructure structural interaction by finite element calculations ", SORTA 2004, Plitvice, Croatia, 2004.
- [29] F. Albertoni, A. Barbato, A. Ivaldi, "Hull-Superstructure Interaction-A Naval Ship Case-Study", IMAM 2000, Section F, pp.54-61., Naples, Italy, 2000.
- [30] K. Terazawa, "Stress Distribution in Deckhouse and Superstructure", Society of Naval Architects of Japan, 60th Anniversary Series, Vol. 9, 1964.
- [31] ..., American Bureau of Shipping, "Guide for Building and Classing Passenger Vessels", March 2001.

- [32] J. W. Fransman, "The Influence of Passenger Ship Superstructures on the Response of the Hull Girder", RINA Transaction, pp.57-71, 1988.
- [33] J. F. King, "On Large Deckhouses", Transaction I. N.A., 1913, p. 148
- [34] J. Montgomerie, "The Scantlings of Light Superstructures", Transaction I. N.A., 1915.
- [35] W. Hovgaard, "A New Theory of Distribution of Shearing Stresses in Riveted and Welded Connections and its Applications to Discontinuities in the Structure of a Ship", Transaction I. N.A., 1931, p. 108.
- [36] W. Muckle, "Experiments on a Light Alloy Model Superstructure", Transaction of NESIES, 1948-49, p.413.
- [37] L. Crawford, W. J. Ruby, "Model Tests on Hull-Deckhouse Interaction", Ship Structure Committee, Report SSC-67, January 1955.
- [38] M. Holt, "Structural Tests of Models Representing a Steel Ship Hull with Aluminum Alloy and Steel Superstructure" Transaction of SNAME, New England, March 1949.
- [39] W. Muckle, "The Influence of Partial Superstructures Constructed of Aluminum Alloy", Transaction R.I. N.A., 1955, p. 453.
- [40] H. H. Bleich, "A Study on the Structural Action of the Superstructures on Ships" Ship Structure Committee, Report SSC-48, December 1951.
- [41] L. Crawford, "Theory of Long Ships Superstructures", Transaction of SNAME, Vol. 58, 1950, pp.693-732.
- [42] H. H. Bleich, "The Non-Linear Distribution of Bending Stresses" Journal of Applied Mechanics, 1955, Vol. 20, p. 95.
- [43] J. C. Chapman, "The Interaction between a Ships Hull and a Long Superstructure", Transaction of RINA, 1957, pp. 618-633.
- [44] H. A. Shade, "Two-Beam Deckhouse Theory with Shear Effects", Schiff und Hafen, Heft 5, 1966, p. 291.
- [45] H. E. Jaeger, J. J. Woortman, "Some New Factors in the Calculation of the Interaction between a Ships Hull and a Long Deckhouses", Transaction of RINA, 1961, pp. 457-478.
- [46] W. Muckle, "The Influence of Large Side Openings on the Efficiency of Superstructure", Transaction of RINA, 1962, pp. 301-308.
- [47] W. Muckle, " Superstructure with Large Side Openings: A Comparison between Theory and Experiment ", Transaction of RINA, 1966, pp. 177-187.
- [48] J. P. Paulling, H.G. Payer, "Hull Deckhouse Interaction by Finite Element Calculations", Transaction of SNAME, Vol. 76, 1968, pp.281-308.
- [49] G. C. Mitchell, "Analysis of Structural Interaction Between a Ship's Hull and Deckhouse", Transaction of RINA, Vol. 120, 1977, pp.121-136.

- [50] J. D. McVee, "A Finite Element Study of Hull-Deckhouse Interaction", *Computer & Structures*, Vol. 12, 1980, pp.371-393.
- [51] ISSC, Technical Committee II.1, "Quasi-Static Response", *Proceedings of the 15th International Ship and Offshore Structures Congress*, San Diego, USA, Vol.1, 2003.
- [52] V. Žanić, T. Jančijev, G. Trincas, R. Nabergoj, J. Andrić, "Structural Design Methodology for Large RoRo/Passenger Ships", *Journal of Ship and Ocean Technology*, Vol 5, No.1, pp.14-29, March 2001.
- [53] V. Žanić, T. Jančijev, G. Tokin, V. Salamon, I. Grubišić, B. Palavršić, "Projektiranje, optimizacija, analiza podobnosti broda za prijevoz putnika i automobila SPT 356", *Tehnički izvještaj za brodogradilište BRODOSPLIT*, FSB, Zagreb, 1986.
- [54] C. Andreau, L. Gillet, "Structural Design Improvements of Passenger Ships", *IMAS 88, The Design and Development of Passenger Ships*, 1988.
- [55] M. Kobayashi, Y. Kuramoto, H. Mizuno, "Design Study on Longitudinal Strength of a 164-Cabin Cruise Ship in Waves", *RINA Transaction*, pp.153-161, 1989.
- [56] M. Heder, A. Ulfvarson, "Hull Beam Behavior of Passenger Ships", *Marine Structure*, Vol. 4, pp. 17-34, 1991.
- [57] V. Žanić, T. Jančijev, J. Andrić, "Structural Design and Analysis Methods for Large Passenger Ships" *Proceedings of European Conference on Computational Mechanics-ECCM '99*, zbornik i CD, pp.416-436, Munchen, Germany, 1999.
- [58] M. D. A. Mackney, C. T. F. Ross, "Superstructure Effectiveness in the Preliminary Assesment of the Hull Behavior", *Marine Technology*, Vol. 36, No. 1, pp. 29-44, 1999.
- [59] M. D. A. Mackney, C. T. F. Ross, "Preliminary Ship Design Using One-and Two-Dimensional Models", *Marine Technology*, Vol. 36, No. 2, pp. 102-112, 1999.
- [60] I. Senjanović, J. Parunov, S. Tomašević, "Strength Analysis of a Cruise Ship in Early Design Stage" *IMAM 2000*, Section F, pp.7-14., Naples, Italy, 2000.
- [61] S. E. Heggelund, T. Moan, "Analysis of Global Loads Effects in Catamarans", *Journal of Ship Research*, Vol. 46, No. 2, pp.81-91, June 2002..
- [62] F. Viejo, S. Gonzales, J. De la Cueva, M. Lopez, A. Perez de Lucas, "Structural Aspects of a New High Speed Pentaraman Design", *8th International Design Marine Conference, IMDC 2003*, pp.211-233, Athens, Greece, 2003
- [63] F. Wang, W. Wang, S. Zhu, X. Gu, "Study on Hull Girder Strength Calculation Methods of Large Naval Ship", *Journal of Ship Mechanics*, Vol.9, No.3, pp.49-59, 2005.
- [64] H. Naar, P. Varst, P. Kujala, "A theory of coupled beams for strength assessment of passenger ships", *Marine Structure*, Vol.17, Issue 8, pp.590-611, 2004.

- [65] J. Andrić, V. Žanić, M. Grgić, "Efikasnost paluba nadgrađa u uzdužnoj čvrstoći broda za prijevoz stoke", XVII Simpozij Teorija i praksa brodogradnje-SORTA 2006, pp.525-540, Opatija, 2006.
- [66] V. A. Harvald, J. J. Jensen, "Steel Weight Estimation for Ships", Practical Design of Ships and Other Floating Structures,-PRADS 92, pp.2.1047-2.1059, 1992.
- [67] D. G. M. Watson "Practical Ship Design", Elsevier Ocean Engineering Book, 1998.
- [68] U. Hollenbach, "Method for Estimating the Steel and the Light Ship Weight in Ship Design", International Conference on Computer Application in Shipbuilding-ICCAS 94, pp. 4.17- 4.31., 1994.
- [69] B. Bohlmann, "Advanced Steel Design and Structural Analysis Procedure", Ship Technology Research, Vol.46, pp.132-136, 1999.
- [70] R. H. Gallagher, O. C. Zienkiewicz, "Optimum Structural Design-Theory and Applications", John Wiley&Sons, NY, 1973.
- [71] R. M. Jones, "Mechanics of Composite Materials", Scripta Book Company, USA, 1975.
- [72] J. Fransman, "En Undersokning av hur Passagerartygs Overbyggnader Inverkar pa Skrovabalkens Gensvar", Licentiate Thesis, Helsinki University of Technology, 1986.
- [73] O. F. Hughes, "Ship Structural Design: A Rationally-Based, Computer-Aided, Optimization Approach", John Wiley&Sons, NY, 1983.
- [74] ..., Lloyd's Register, "Structural Design Assessment Procedure- Primary Structure of Passenger Ships, Direct Calculations", ShipRight, July, 2002.
- [75] V. Žanić, T. Jančijev, J. Andrić, M. Stipčević, S. Kitarović: "Longitudinal Strength and Racking Analysis of Car Carrier Yard no. 463- 464", za Brodogradilište Uljanik, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2005.
- [76] J. Andrić, "Procedura projektiranja brodskih konstrukcija putničkih i Ro-Ro brodova", Magistarski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2003.
- [77] ...,Det Norske Veritas,"Cruise Ship Strength Calculations", (interna komunikacija),1999.
- [78] ..., Lloyd's Register, "Ro-Ro Ships, Direct Calculation Procedure", August 1999.
- [79] ..., Det Norske Veritas, "Strength Analysis of Hull Structures in Roll on/ Roll off Ships, Ferry and Car Carriers", Classification Notes No 31.2, June 2004.
- [80] O. M. Faltinsen, "Sea Loads on Ships and Offshore Structures", Cambridge University Press, Cambridge, 1990.
- [81] J. J. Jensen, "Load and Global response of Ships", Elsevier Ocean Engineering Book Series, 2001.
- [82] J.J. Jensen, P.T. Pedersen, "Wave induced bending moments in ships-a quadratic theory", RINA Transactions 121, pp.151-165, 1979.

- [83] J. Prpić-Oršić, "Modifikacija STF metode proračuna njihanja vitkih tijela na harmoničnom valu za područje nelinearnih značajki odziva", Doktorski rad, Tehnički fakultet Sveučilišta u Rijeci, Rijeka, 1998.
- [84] Z. Mravak, "Nelinearno opterećenje broda na visokim valovima", Doktorski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2002.
- [85] A. Zamarin, "Numeričko modeliranje ekstremnih opterećenja broda na valovima velikih amplituda", Doktorski rad, Tehnički fakultet Sveučilišta u Rijeci, Rijeka, 2002.
- [86] ISSC, Technical Committee I.2, "Loads ", Proceedings of the 13th International Ship and Offshore Structures Congress, Trondheim, NORWAY, Vol.1, 1997.
- [87] ISSC, Technical Committee I.2, "Loads ", Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Nagasaki, JAPAN, Vol.1, 2000.
- [88] ISSC, Technical Committee I.2, "Loads", Proceedings of the 15th International Ship and Offshore Structures Congress, San Diego, USA, Vol.1, 2003.
- [89] A. Cariou, F. Jancart, "Influence of modeling on calculated sea loads on ships", Marine Structure 16, pp.149-173, 2003.
- [90] J. Parunov, I. Senjanović, "Osvrt na IACS-ov zahtjev S11 za uzdužnu čvrstoću brodskog trupa", XV Simpozij Teorija i praksa brodogradnje- SORTA 2002, pp.403-416, Trogir, 2002.
- [91] C. Guedes Soares, "On the Definition of Rule Requirements for Wave Induced Vertical Bending Moments", Marine Structure 9, pp. 409-425, 1996.
- [92] C. Guedes Soares, "On the uncertainty in long-term prediction of wave induced loads on ships", Marine Structure 12, pp. 171-182, 1999.
- [93] D. Faulkner, *Discussion "On A. Nitta et al.: Basic Basis of IACS Unified Longitudinal Strength Standard"*, Marine Structure 8, pp. 335-336, 1995.
- [94] J .J. Jensen, A.E. Mansour, "Estimation of Ship Long-Term Wave-Induced Bending Moment Using Closed-Form Expressions", RINA Transaction 2002.
- [95] A. Nitta, H. Arai, A Magaino, "Basis of IACS Unified Longitudinal Strength Standard", Marine Structure 5, pp.1-21, 1992.
- [96] J. Parunov, "Prilog matematičkom modeliranju ekstremnog valnog opterećenja brodskih konstrukcija", Doktorski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2002.
- [97] A. Nitta, "On C. Guedes Soares Discussion of Paper by A. Nitta et al.: Basic Basis of IACS Unified Longitudinal Strength Standard", Marine Structure 7, pp. 567-572, 1994.
- [98] A. Nitta, "On D. Faulkner Discussion of Paper by A. Nitta et al.: Basic Basis of IACS Unified Longitudinal Strength Standard", Marine Structure 8, pp. 337-339, 1995.

- [99] C. Guedes Soares, *Discussion "On A. Nitta et al.: Basic Basis of IACS Unified Longitudinal Strength Standard"*, Marine Structure 5, pp. 559-561, 1992.
- [100] C. Guedes Soares, "Long Term Distribution of Non-Linear Wave Induced Vertical Bending Moments", Marine Structure 6, pp. 475-483, 1993.
- [101] A.E. Mansour, J-P. Wasson, "Charts for Estimating Nonlinear Hogging and Sagging Bending Moments", Journal of Ship Research, Vol.39, No.3, pp.240-249, 1995.
- [102] A.E. Mansour, J.J. Jensen, "Slightly Nonlinear Extreme Loads and Load Combinations", Journal of Ship Research, Vol.39, No.2, pp.139-149, 1995.
- [103] B. Bučan "Dinamičko opterećenje putničkog broda na morskim valovima", Diplomski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 1999.
- [104] IACS, "Common Structural Rules for Double Hull Oil Tankers", January 2006
- [105] ISSC, Technical Committee III.1, "Ultimate Strength", Proceedings of the 16th International Ship and Offshore Structures Congress, Southampton, UK, Vol.1, 2006.
- [106] ISSC, Special Task Committee VI.2, "Ultimate Hull Girder Strength", Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Nagasaki, JAPAN, Vol.2, 2000.
- [107] ISSC, Technical Committee III.1, "Ultimate Strength", Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Nagasaki, JAPAN, Vol.1, 2000.
- [108] V. Žanić, T. Jančijev, J. Andrić: "Global Finite Element Model of Large Passenger Ship", za Nuovi Cantieri Apuania, Marina di Carrara, Italia i NVC-Navis consult-Rijeka, Report no. 1-3, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 1998.
- [109] C. S. Smith: "Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull", Proc.Int. Symp. on Practical Design in Shipbuilding-PRADS 1977, pp.73-79, Tokyo, Japan, 1977
- [110] ...OCTOPUS Ver.3.0, "Teoretski i korisnički priručnik", Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2006.
- [111] T. Yao, E. Imayasu, Y. Maeno, Y. Fujii, " Influence of Warping due to Vertical Force on Ultimate Hull Girder Strength", 9th Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, PRADS 2004, pp.322-328, Luebeck-Travemuende, Germany, 2004.
- [112] M. Biot, F. Emolumento, R. Folso, A. Tonelli, A. Moggia, "Collapse Analysis of a Modern Cruise Ship Hull Girder", ISOPE 2006.
- [113] D. Šćap, "Optimiranje mehaničkih konstrukcija", Interna skripta, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2003.
- [114] D. C. Montgomery, "Design and Analysis of Experiments", John Wiley&Sons, Singapore, 1991.

- [115] P. J. Ross, "Taguchi Techniques for Quality Engineering", McGraw-Hill Book Company, USA, 1988.
- [116] I. Pavlič, "Statistička teorija i primjena", Tehnička knjiga, Zagreb, 1988.
- [117] H. S. Sii, T. Ruxton, J. Wang, "Taguchi concepts and their applications in marine and offshore safety studies", Journal of Engineering Design, Vol.12, No.4, pp.331-358, 2001.
- [118] M. G. Parsons, "Optimization Methods for Use In Computer-Aided Design", SNAME Transaction, 1975.
- [119] ISSC, Technical Committee III.1, "Design Methods", Proceedings of the 15th International Ship and Offshore Structures Congress, San Diego, USA, Vol.1, 2003.
- [120] ISSC, Technical Committee IV.1, "Design Principle and Criteria", Proceedings of the 16th International Ship and Offshore Structures Congress, Southampton, UK, Vol.1, 2006.
- [121] Z. Vanjak, "Okruženje za rješavanje optimizacijskih problema", Doktorski rad, Fakultet elektrotehnike i računarstva, Zagreb, 2006.
- [122] G. Venter, J. Sobieszczanski-Sobieski, "Particle Swarm Optimization", AIAA Journal, Vol. 41, No. 8, August 2003.
- [123] D. A. Goldberg, "Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning", Addison-Wesley, 1989.
- [124] V. Žanić, P. Prebeg, S. Kitarović, "Decision support problem formulation for structural concept design of ship structures", MARSTRUCT 2007, 1st International Conference on Marine Structure Conference, Glasgow, UK, 2007.
- [125] O. F. Hughes, F. Mistree, V. Žanić, "A Practical Method for the Rational Design of Ship Structures", Journal of Ship Research, Vol. 24, No. 2, pp.101-113, 1980.
- [126] P. Rigo, "An integrated Software for Scantling Optimization and Least Production Cost", Ship Technology Research, Vol. 50, pp. 126-141, 2003.
- [127] M. K. Rahman, "Structural Design of a Midship Cargo Hold-Rule-Based and Rational Procedures", Practical Design of Ships and Other Floating Structures-PRADS 92, pp.2.967-2.980, 1992.
- [128] M. K. Rahman, "Rule-Based Optimization of Midship Structures", Marine Structures 5, pp.467-490, 1992.
- [129] T. L. Saaty, "How to make a decision: The Analytic Hierarchy Process" European Journal of Operational Research 48, pp. 9-26, North-Holland, 1990.
- [130] I. Grubišić, V. Žanić, G. Trincas, "Sensitivity of Multiattribute Design to Economy Environment: Shortsea Ro-Ro Vessels", The Sixth International Marine Design Conference, IMDC 1997, pp.201-216, Newcastle, UK, 1997.

- [131] Žanić, V., Jančijev, T., Cvitanović, G., Pavičević, M., Biskupović, J., Čudina, P., Andrić, J., "Hull Structure Analysis and Optimization of RO-PAX Ship", XIV Simpozij Teorija i praksa brodogradnje- SORTA 2000, pp.255-262, Rijeka, 2000.
- [132] V. Žanić, K. Žiha, V. Rosenzweig, "Višekriterijalno optimiranje u projektnom procesu", Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 1987.
- [133] G. Dantzig, "Linear Programming and Extensions", Princeton University Press, 1974.
- [134] V. Žanić, I. Grubišić, G. Trincas, "Multiattribute Decision Making System Based on Random Generation of Nondominated Solutions: An Application to Fishing Vessel Design" Practical Design of Ships and Other Floating Structures-PRADS 1992, pp.2.1047-2.1059, 1992.
- [135], MAESTRO Version 8.5, "Program documentation", Proteus Engineering, Stevensville, MD, USA, 2005.
- [136] V. Žanić, T. Jančijev, J. Andrić, D. Frank, "Racking Analysis of Livestock Carrier- Yard 428", za Brodogradilište Uljanik, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2001.
- [137] Đ. Dundara, "Research & Development Livestock Carrier Project", Brodogradnja 52(2004)1.
- [138] V. Žanić, P. Prebeg, S. Kitarović, "Method for Generation of the Primary Response Fields in Bending and Restrained Torsion of Thin-Walled Structures", Proceedings of the Ship Design, Production and Operation International Conference, Harbin, China, 2007.

KRATKI ŽIVOTOPIS

Jerolim Andrić rođen je u Splitu 26. kolovoza 1973. Osnovnu i srednju matematičko-informatičku školu završio je u Splitu.

Godine 1991/92. upisao je studij brodogradnje na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu, gdje je uspješno završio prve dvije godine studija, te na jesen 1993. upisuje treću godinu studija na Fakultetu strojarstva i brodogradnje u Zagrebu. Diplomirao je u svibnju 1997. godine iz područja projektiranja brodskih konstrukcija.

Odmah nakon završenog studija kratko vrijeme radi u projektnoj tvrtki OMNIMONT d.o.o, u Splitu na problemima projektiranja konstrukcije malih brodova.

Od prosinca 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 i metodama projektiranja brodskih konstrukcija, te sudjeluje u dvadesetak složenih strukturnih analiza i optimizacija brodskih konstrukcija metodom konačnih elemenata primjenom programskog paketa MAESTRO i CREST. Također sudjeluje i u razvoju programskog sustava CREST, glavnog programa Hrvatskog Registra Brodova za analizu i odobravanje brodske konstrukcije.

Od lipnja do rujna 1999. proveo je tri mjeseca na specijalizaciji u klasifikacijskom društvu Bureau Veritas (BV) u Parisu gdje radi na problemima vezanim za testiranje i razvoj programskog paketa VeriSTAR.

Poslijediplomski studij, smjer brodogradnja i pomorska tehnika, na FSB-u završava u veljači 2003, s uspješno obranjenim magistarskim radom po naslovom „Procedura projektiranja brodskih konstrukcija putničkih i Ro-Ro brodova“.

Koautor je desetak znanstvenih i stručnih radova s područja projektiranja i strukturne analize brodskih konstrukcija na međunarodnim konferencijama i časopisima.

Služi se engleskim jezikom. Oženjen je i ima dva sina.

SHORT BIOGRAPHY

Jerolim Andrić was born in Split on August 26th, 1973. He finished elementary school and mathematics-informatics secondary school in Split.

In the academic year 1991/92 he enrolled in the studies at the Faculty of Electrical, Mechanical Engineering and Naval Architecture in Split, where he finished two years of study. In September 1993 he continued his study at Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture in Zagreb. He obtained his degree in May 1997 at the Department of Naval Architecture.

After graduation he worked on the problems of design of a small vessel with the design bureau OMNIMONT d.o.o, Split.

From December 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 structures and development of applicable structural design methods and procedures.

He has participated in more than twenty complex ship structural analyses and optimizations, using finite element method, with MAESTRO and CREST software packages. He also collaborates in development of the software package CREST that become main software for analysis and evaluation of ship structures of the Croatian Register of Shipping.

From June 1999 to September 1999 he spent three months as a visiting researcher at the classification society Bureau Veritas in Paris. During his stay in Paris, he participated in testing and development of the structural analyses software package VeriSTAR.

In February of 2003, he received academic title of Master of Science, after successfully defending the thesis titled "Ship Structural Design Procedure for Passenger and Ro-Ro Ships".

He published, as co-author more than ten scientific and professional papers in various national and international publications and conference proceedings.

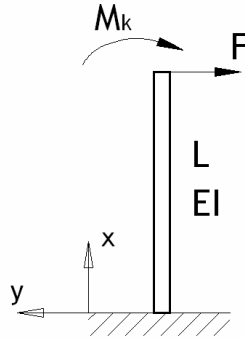
He is fluent in English. He is married and has two sons.

PRILOG A

PRILOG A-1 - Metoda ekvivalentne smične krutosti -izvod izraza za detaljan proračun krutosti (poglavlje 4.1.1.3), prema osnovama koje je dao *Fransman* u [72].

U cijelosti su izvedeni i objašnjeni izrazi za proračun konstante krutosti- C , kuta nagiba elastične linije- β , te krutosti na smik i savijanje složene grede- k , kao parametara neophodnih za proračun ekvivalentne smične krutosti bočnih otvora, vidi poglavlje 4.1.1.3.

A) Za prvi prozor stijenke nadgrađa do palube trupa (dio 2 iz slike 4-4), može se idealizirati stanje opterećenja i rubni uvjeti prema skici:



Iz diferencijalne jednačbe savijanja grede $\frac{d^2w}{dx^2} = -\frac{M}{EI}$ primijenjenu na gornju sliku dobivamo:

$$-EIw'' = M_k + F(L-x)$$

$$-EIw' = M_k x + FLx - \frac{1}{2}Fx^2 + C_1, \quad (1)$$

$$\text{za } x=0 \rightarrow w'_{(x=0)} = 0 \rightarrow C_1 = 0$$

$$w = \frac{1}{EI} \left(-\frac{1}{2}M_k x^2 - \frac{1}{2}FLx^2 + \frac{1}{6}Fx^3 \right) + C_2, \quad (2)$$

$$\text{za } x=0 \rightarrow w_{(x=0)} = 0 \rightarrow C_2 = 0$$

Moment savijanja možemo izraziti ovisno o krutosti k i kutu nagiba elastične linije β kao:

$$M_k = k\beta = kw'_{(x=L)}$$

$$kw'_{(x=L)} = \frac{k}{EI} \left(-M_k L - FL^2 + \frac{1}{2}FL^2 \right) = M_k \rightarrow M_k = -\frac{FL}{2} \frac{1}{1 + \frac{EI}{kL}} \quad (3)$$

Pomak u točki djelovanja sile i momenta ($x=L$) može se izraziti uvrštenjem izraza (2) i (3) kao:

$$\delta_{(x=L)} = -w_{(x=L)} = -\frac{1}{EI} \left(-\frac{1}{2}M_k x^2 - \frac{1}{2}FLx^2 + \frac{1}{6}Fx^3 \right)$$

$$\delta_{(x=L)} = -w_{(x=L)} = \frac{1}{EI} \left(\frac{1}{2} \left(-\frac{FL}{2} \frac{1}{1 + \frac{EI}{kL}} \right) L^2 + \frac{1}{2}FL^3 - \frac{1}{6}FL^3 \right)$$

$$\delta_{(x=L)} = -w_{(x=L)} = \frac{FL^3}{12EI} \left(4 - \frac{3}{1 + \frac{EI}{kL}} \right) \quad (4)$$

Konstantu C dobivamo ako u opći izraz (5) uvrstimo pomak u $\delta(x=L) \rightarrow$ izraz (4):

$$k_b = \frac{1}{\delta} = C \cdot \frac{EI}{FL^3} \rightarrow C = \frac{FL^3}{\delta EI} \quad (5)$$

$$C = \frac{12}{1 + 4 \frac{EI}{kL}} \left(1 + \frac{EI}{kL} \right) \quad (6)$$

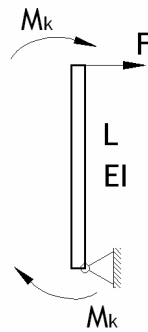
Za $L=h_w$ i $I=I_v$ slijedi konačni izraz:

$$C = \frac{12}{1 + 4 \frac{EI_v}{kh_w}} \left(1 + \frac{EI_v}{kh_w} \right) \quad (7)$$

Kut nagiba elastične linije β možemo izraziti ako je poznat moment M_k prema izrazu (3):

$$\beta = \frac{M_k}{k} = -\frac{Fh_w}{2k} \frac{1}{1 + \frac{EI_v}{kh_w}} \quad (8)$$

B) Za prozore po sredini oplata stijenke nadgrađa do palube trupa (dio 2 iz slike 4-4), može se idealizirati stanje opterećenja i rubni uvjeti prema skici:



Moment savijanja možemo izraziti ovisno o krutosti k i kutu nagiba elastične linije β kao:

$$M_k = k\beta = kw'_{(x=0)} = kw'_{(x=L)}$$

Iz diferencijalne jednadžbe savijanja grede $\frac{d^2w}{dx^2} = -\frac{M}{EI}$ primijenjenu na gornju sliku dobivamo

sljedeće izraze:

$$-EIw'' = M_k + F(L - x)$$

$$-EIw' = M_k x + FLx - \frac{1}{2}Fx^2 + C_1, \quad (9)$$

$$\text{za } x=0 \rightarrow w'_{(x=0)} = \frac{M_k}{k} = -\frac{C_1}{EI} \rightarrow C_1 = -\frac{M_k EI}{k} \quad (10)$$

$$w = \frac{1}{EI} \left(-\frac{1}{2}M_k x^2 - \frac{1}{2}FLx^2 + \frac{1}{6}Fx^3 - C_1 x \right) + C_2,$$

$$w = \frac{1}{EI} \left(-\frac{1}{2} M_k x^2 - \frac{1}{2} FLx^2 + \frac{1}{6} Fx^3 + \frac{M_k EI}{k} x \right) + C_2 \quad (11)$$

$$\text{za } x=0 \rightarrow w_{(x=0)} = 0 \rightarrow C_2 = 0$$

Moment savijanja možemo izraziti ovisno o krutosti k i kutu nagiba elastične linije β kao:

$$M_k = k\beta = kW'_{(x=L)}$$

$$kW'_{(x=L)} = \frac{k}{EI} \left(-M_k L - \frac{1}{2} FL^2 + \frac{M_k}{k} EI \right) = M_k \rightarrow M_k = -\frac{FL}{2} \quad (12)$$

Pomak u točki djelovanja sile i momenta ($x=L$) može se izraziti uvrštenjem izraza (11) i (12) kao:

$$\delta_{(x=L)} = -w_{(x=L)} = -\frac{1}{EI} \left(-\frac{1}{2} M_k x^2 - \frac{1}{2} FLx^2 + \frac{1}{6} Fx^3 + \frac{M_k EI}{k} x \right)$$

$$\delta_{(x=L)} = -w_{(x=L)} = \frac{FL^3}{12EI} \left(1 + 6 \frac{EI}{kL} \right) \quad (13)$$

Konstantu C dobivamo ako u opći izraz (14) uvrstimo pomak u $\delta(x=L) \rightarrow$ izraz (13):

$$k = \frac{1}{\delta} = C \cdot \frac{EI}{FL^3} \rightarrow C = \frac{FL^3}{\delta EI} \quad (14)$$

$$C = \frac{12}{1 + 6 \frac{EI}{kL}} \quad (15)$$

Za $L=h_w$ i $I=I_v$ slijedi konačni izraz:

$$C = \frac{12}{1 + 6 \frac{EI_v}{kh_w}} \quad (16)$$

Kut nagiba elastične linije β možemo izraziti ako je poznat moment M_k prema izrazu (12):

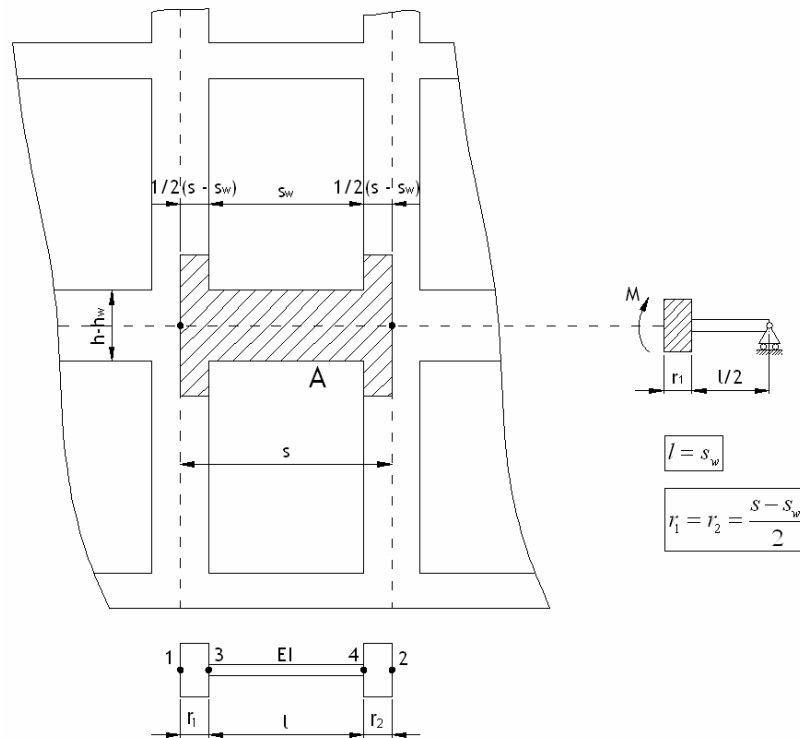
$$\beta = \frac{M_k}{k} = -\frac{Fh_w}{2k} \quad (17)$$

Vidimo da vrijednosti C i β (jednadžbe 7 i 8, te 16 i 17), osim o poznatim geometrijskim karakteristikama vertikalne grede (h_w , I_v) i vrsti materijala (E), ovise i o krutosti k složene horizontalne grede na mjestu spoja.

Krutosti k složene horizontalne grede možemo podijeliti na krutost na savijanje i smičnu krutost, te su u nastavku dani izrazi za njihov proračun.

Krutost na savijanje

Krutost na savijanje horizontalnog elementa dužine s izvedena je pod pretpostavkom grednog elementa s krutim krajevima, prema *Hughes* [73]. Idealizirani model prikazan je na skici:



Kruti krajevi uobičajeni su način modeliranja upetosti, posebno relativno kratkih i visokih greda. Kruti krajevi smatraju se apsolutno krutim tj. ostaju ravni i samo se rotiraju kao kruto tijelo oko oslonca. Ubacivanje krutog kraja u gredni element znači da pored vanjskih čvorova 1 i 2 postoje i dva unutarnja čvora 3 i 4. Budući da kruti krajevi samo rotiraju, postoji jednostavan matematički odnos između kut nagiba i pomaka u unutarnjim i vanjskim čvorovima:

$$v'_1 = v_1 + r_1 \cdot \beta_1$$

$$v'_2 = v_2 - r_2 \cdot \beta_2$$

U matričnoj notaciji transformacija pomaka iz vanjskih u unutarnje čvorove može se izraziti kao:

$$\begin{Bmatrix} v'_1 \\ \beta'_1 \\ v'_2 \\ \beta'_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & r_1 & & \\ 0 & 1 & & \\ & & 1 & -r_2 \\ & & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} v_1 \\ \beta_1 \\ v_2 \\ \beta_2 \end{Bmatrix} \rightarrow \delta' = \mathbf{T} \delta$$

Kako se cjelokupna matrica unutarnjih pomaka može izraziti preko matrice vanjski pomaka može se greda s krutim krajem u potpunosti izraziti preko pomaka vanjskih čvorova, što znači da nema uvođenja dodatnih stupnjeva slobode. Gredni element bez utjecaja krutih krajeva duljine l (duljina između unutarnjih čvorova) možemo izraziti kao uobičajeni gredni element bez utjecaja smika (samo savojni članovi) kao:

$$\mathbf{k}' = \frac{E \cdot I}{l^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l & -12 & 6l \\ 6l & 4l^2 & -6l & 2l^2 \\ -12 & -6l & 12 & -6l \\ 6l & 2l^2 & -6l & 4l^2 \end{bmatrix}$$

gdje je $l = L - r_1 - r_2$

Izraženo preko vanjskih čvorova, matrica krutosti može se izraziti koristeći uobičajenu transformaciju:

$$\mathbf{k} = \mathbf{T}^T \mathbf{k}' \mathbf{T}$$

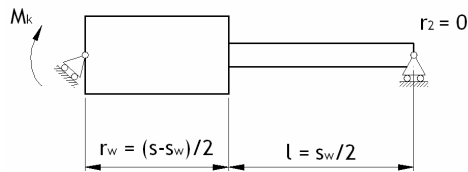
Kada raspišemo gornji izraz vidljivo je da se rezultatna matrica krutosti \mathbf{k} može izraziti kao izvorna matrica grednog elementa bez utjecaja krutih krajeva \mathbf{k}' plus dodatna matrica krutosti \mathbf{k}_r koja uzima u obzir krute krajeve :

$$\mathbf{k} = \mathbf{k}' + \mathbf{k}_r$$

$$\mathbf{k}_r = \frac{12 \cdot E \cdot I}{l^3} \begin{bmatrix} 0 & & & \text{simet.} \\ r_1 & r_1(l+r_1) & & \\ 0 & -r_1 & 0 & \\ r_2 & \rho \cdot l & -r_2 & r_2(l+r_2) \end{bmatrix}$$

gdje je $\rho = \frac{r_1 \cdot r_2}{l} + \frac{r_1 + r_2}{2}$

Pretpostavimo da uslijed prisutnosti vertikalnog elementa horizontalni nema vertikalnih pomaka već samo rotira oko oslonaca, te da zbog simetričnosti po dužini možemo razmatrati $\frac{1}{2}$ model:



Ako zbrojimo gore izražene matrice \mathbf{k}' i \mathbf{k}_r , te reduciramo problem samo na članove uslijed zakreta elastične linije, dobivamo na kraju ukupnu matricu krutosti, te problem možemo izraziti u formi uobičajenoj za konačne elemente ($\mathbf{k} \delta = \mathbf{F}$) kao:

$$\frac{E \cdot I_h}{l^3} \begin{bmatrix} 4l^2 + 12r_1(l+r_1) & 2l^2 + 6r_1l \\ 2l^2 + 6r_1l & 4l^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} M_k \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Krutost na savijanje horizontalnog elementa k_{bc} može se na kraju izraziti kao:

$$k_{bc} = \frac{M_k}{\beta_1} = 3E \cdot I \frac{(l+r_1)^2}{l^3}$$

Kako je za naš model:

$$l = \frac{s_w}{2} ; r_1 = \frac{s - s_w}{2} ; I = I_h \text{ gdje je: } I_h = \frac{1}{12}(h - h_w)^3 t + \frac{1}{2}A(h - h_w)^2$$

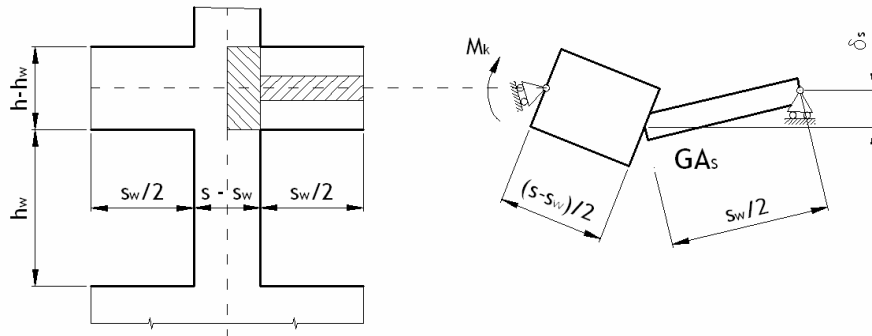
Konačno dobivamo:

$$k_{bc} = 6E \cdot I_h \frac{s^2}{s_w^3}$$

Krutost na smik

Pomak uslijed smične deformacije u točki B može se izraziti kao:

$$\delta_s = \frac{F_s \cdot \frac{s_w}{2}}{G \cdot A_s} = \frac{F_s \cdot s_w}{2 \cdot G \cdot A_s} = \frac{M_k \cdot s_w}{G \cdot A_s \cdot s}$$



Gdje je poprečna sila F_s u ravnoteži s momentom M_k preko izraza: $M_k = F_s \cdot \frac{s}{2} \rightarrow F_s = \frac{2 \cdot M_k}{s}$

Za male kutove nagiba elastične linije dobivamo

$$\operatorname{tg} \beta_s = \beta_s = \frac{\delta_s}{\frac{s-s_w}{2}} = \frac{2 \cdot \delta_s}{s-s_w} = \frac{2 \cdot M_k \cdot s_w}{G \cdot A_s \cdot s \cdot (s-s_w)}$$

Krutosti k_{sc} možemo izraziti ovisno o momentu savijanja i kutu nagiba elastične linije β_s kao:

$$k_{sc} = \frac{M_k}{\beta_s} = \frac{G \cdot A_s \cdot s \cdot (s-s_w)}{2 \cdot s_w}$$

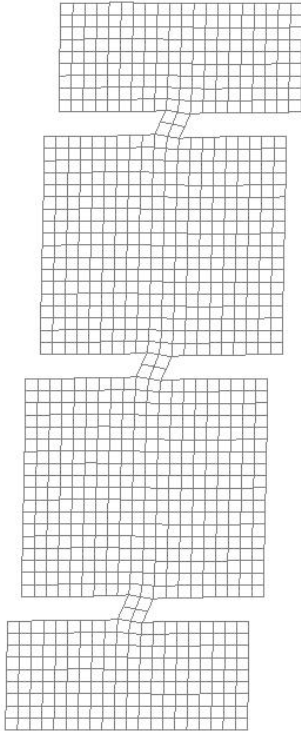
$$k_{sc} = \frac{E \cdot A_s}{2(1+\nu)} \cdot \frac{s \cdot (s-s_w)}{2 \cdot s_w}$$

gdje je: $A_s = (h-h_w)t$ efektivna smična površina

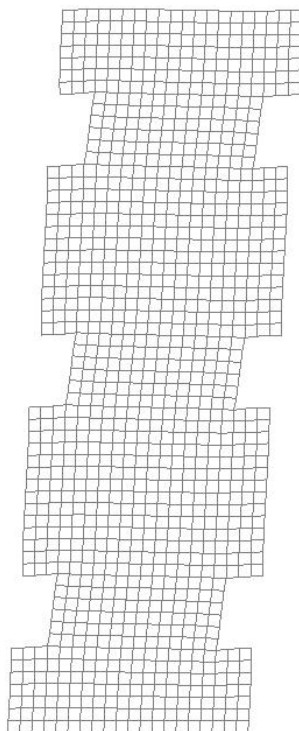
Ukupnu krutost k dobivamo iz izraza:

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{k_{bc}} + \frac{1}{k_{sc}} \rightarrow k = \left(\frac{1}{k_{bc}} + \frac{1}{k_{sc}} \right)^{-1}$$

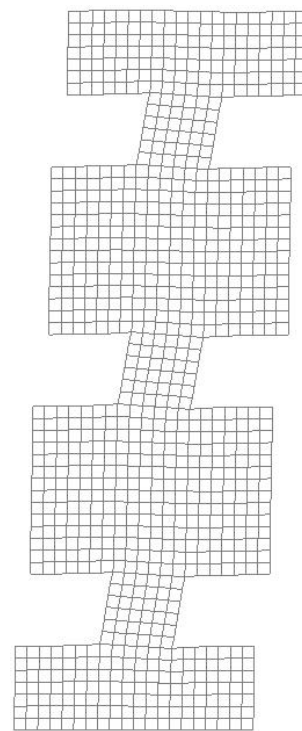
A-2: Metoda ekvivalentne smične krutosti -Razni modeli fine mreže za potrebe testiranja rezultata pomaka između membrane ekvivalentne i fine mreže - (poglavlje 4.1.1.3 - Tablica 4-1)



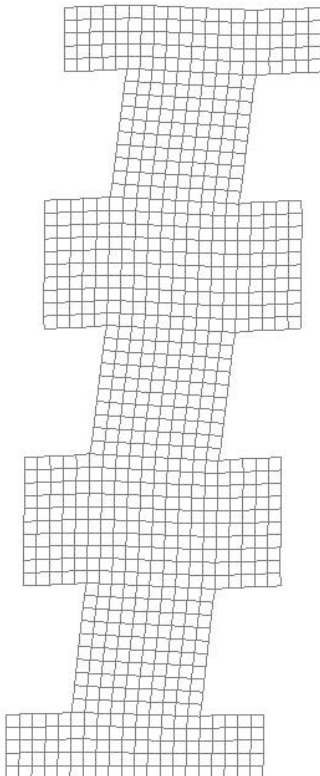
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.1 : 0.9$$



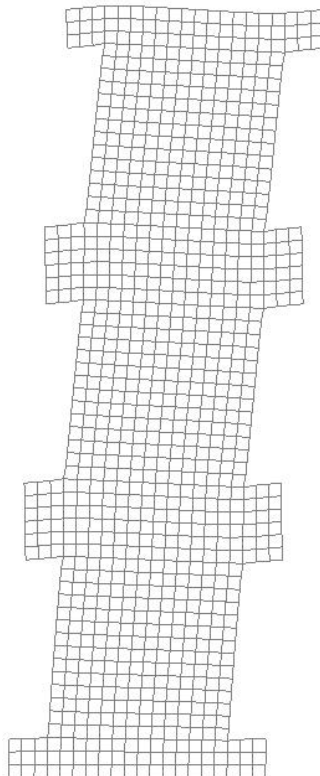
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.3 : 0.3$$



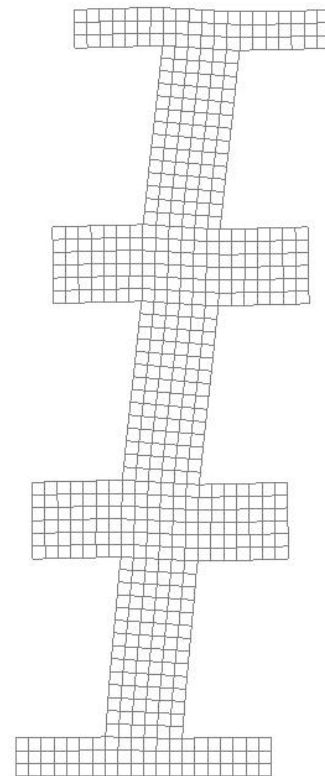
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.3 : 0.7$$



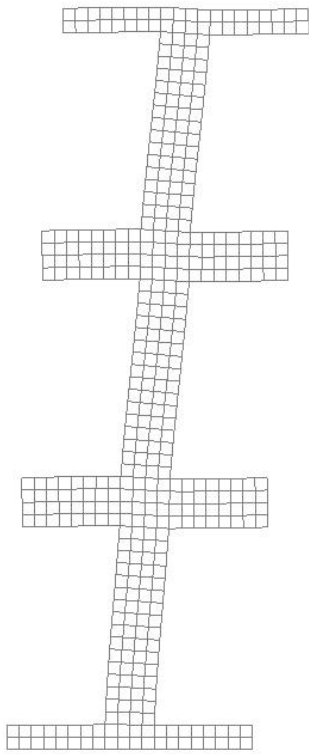
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.5 : 0.5$$



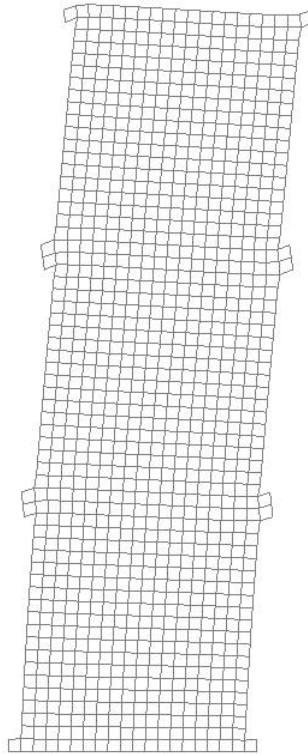
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.7 : 0.3$$



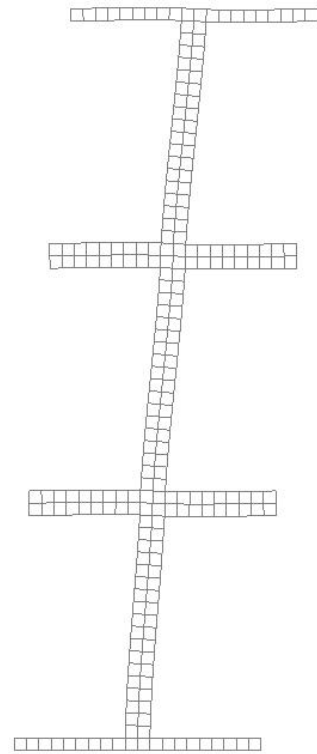
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.7 : 0.7$$



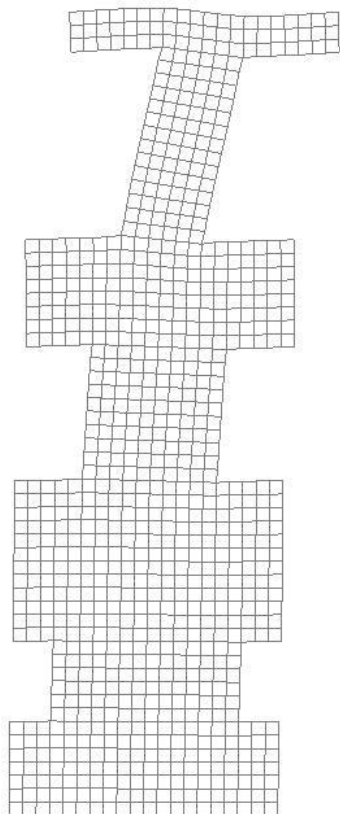
$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.8 : 0.8$$



$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.9 : 0.1$$



$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = 0.9 : 0.9$$



$$\frac{h_w}{h} : \frac{s_w}{s} = \text{različite veličine otvora}$$

PRILOG B

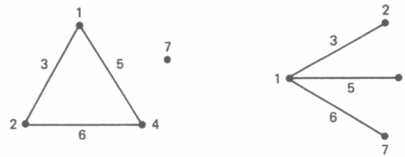
Prilog B1: Tablice raznih vrste ortogonalnih polja [115]

Ortogonalna polja na 2 nivo

L8 Array

Trial no.	Column no.						
	1	2	3	4	5	6	7
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2	2
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	1	2
6	2	1	2	2	1	2	1
7	2	2	1	1	2	2	1
8	2	2	1	2	1	1	2

L8 LINEAR GRAPHS



L12 Array

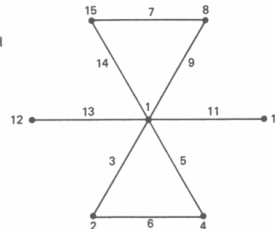
Trial no.	Column no.										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2
3	1	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2
4	1	2	1	2	2	1	2	2	1	1	2
5	1	2	2	1	2	2	1	2	1	2	1
6	1	2	2	2	1	2	2	1	2	1	1
7	2	1	2	2	1	1	2	2	1	2	1
8	2	1	2	1	2	2	2	1	1	1	2
9	2	1	1	2	2	2	1	2	2	1	1
10	2	2	2	1	1	1	1	2	2	1	2
11	2	2	1	2	1	2	1	1	1	2	2
12	2	2	1	1	2	1	2	1	2	2	1

CAUTION. An interaction of two columns is confounded with the remaining columns; assign only main effects to this array.

L16 Array

Trial no.	Column no.														
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2
4	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1
5	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2
6	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1
7	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1
8	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2
9	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
10	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1
11	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1
12	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2
13	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1
14	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2
15	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2
16	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	2	1

L16 LINEAR GRAPH



L32 Array

Trial no.	Column no.																														
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2
4	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2
6	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1
7	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1
8	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2
9	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2
10	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1
11	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1
12	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	2	2
13	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1
14	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	1	1	1	1	2	2
15	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2
16	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1
17	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
18	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1
19	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
20	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1
21	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
22	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1
23	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
24	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
25	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1
26	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1
27	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	2
28	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	2
29	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	2
30	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	2
31	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1
32	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2

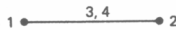
SOURCE: Reprinted with permission of the American Supplier Institute, Inc.

Ortogonalna polja na 3 nivo

L9 Array*

Trial no.	Column no.			
	1	2	3	4
1	1	1	1	1
2	1	2	2	2
3	1	3	3	3
4	2	1	2	3
5	2	2	3	1
6	2	3	1	2
7	3	1	3	2
8	3	2	1	3
9	3	3	2	1

L9 Linear Graph



L18 Array

Trial no.	Column no.							
	1	2	3	4	5	6	7	8
1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	2	2	2	2	2	2
3	1	1	3	3	3	3	3	3
4	1	2	1	1	2	2	3	3
5	1	2	2	2	3	3	1	1
6	1	2	3	3	1	1	2	2
7	1	3	1	2	1	3	2	3
8	1	3	2	3	2	1	3	1
9	1	3	3	1	3	2	1	2
10	2	1	1	3	3	2	2	1
11	2	1	2	1	1	3	3	2
12	2	1	3	2	2	1	1	3
13	2	2	1	2	3	1	3	2
14	2	2	2	3	1	2	1	3
15	2	2	3	1	2	3	2	1
16	2	3	1	3	2	3	1	2
17	2	3	2	1	3	1	2	3
18	2	3	3	2	1	2	3	1

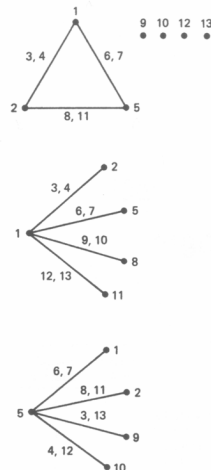
L18 Linear Graph



L27 Array

Trial no.	Column no.												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	3	2	1	3	2	1
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

L27 Linear Graphs



Prilog B2: Tablice F omjera (90, 95 i 99% pouzdanosti) [115]

TABLE D.4 F Values

Degrees of freedom for the denominator (ν_2)	$F_{.10; \nu_1; \nu_2}$ 90% confidence*									
	Degrees of freedom for the numerator (ν_1)									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	39.9	49.5	53.6	55.8	57.2	58.2	58.9	59.4	59.9	60.2
2	8.53	9.00	9.16	9.24	9.29	9.33	9.35	9.37	9.38	9.39
3	5.54	5.46	5.39	5.34	5.31	5.28	5.27	5.25	5.24	5.23
4	4.54	4.32	4.19	4.11	4.05	4.01	3.98	3.95	3.94	3.92
5	4.06	3.78	3.62	3.52	3.45	3.40	3.37	3.34	3.32	3.30
6	3.78	3.46	3.29	3.18	3.11	3.05	3.01	2.98	2.96	2.94
7	3.59	3.26	3.07	2.96	2.88	2.83	2.78	2.75	2.72	2.70
8	3.46	3.11	2.92	2.81	2.73	2.67	2.62	2.59	2.56	2.54
9	3.36	3.01	2.81	2.69	2.61	2.55	2.51	2.47	2.44	2.42
10	3.28	2.92	2.73	2.61	2.52	2.46	2.41	2.38	2.35	2.32
11	3.23	2.86	2.66	2.54	2.45	2.39	2.34	2.30	2.27	2.25
12	3.18	2.81	2.61	2.48	2.39	2.33	2.28	2.24	2.21	2.19
13	3.14	2.76	2.56	2.43	2.35	2.28	2.23	2.20	2.16	2.14
14	3.10	2.73	2.52	2.39	2.31	2.24	2.19	2.15	2.12	2.10
15	3.07	2.70	2.49	2.36	2.27	2.21	2.16	2.12	2.09	2.06
16	3.05	2.67	2.46	2.33	2.24	2.18	2.13	2.09	2.06	2.03
17	3.03	2.64	2.44	2.31	2.22	2.15	2.10	2.06	2.03	2.00
18	3.01	2.62	2.42	2.29	2.20	2.13	2.08	2.04	2.00	1.98
19	2.99	2.61	2.40	2.27	2.18	2.11	2.06	2.02	1.98	1.96
20	2.97	2.59	2.38	2.25	2.16	2.09	2.04	2.00	1.96	1.94
22	2.95	2.56	2.35	2.22	2.13	2.06	2.01	1.97	1.93	1.90
24	2.93	2.54	2.33	2.19	2.10	2.04	1.98	1.94	1.91	1.88
26	2.91	2.52	2.31	2.17	2.08	2.01	1.96	1.92	1.88	1.86
28	2.89	2.50	2.29	2.16	2.06	2.00	1.94	1.90	1.87	1.84
30	2.88	2.49	2.28	2.14	2.05	1.98	1.93	1.88	1.85	1.82
40	2.84	2.44	2.23	2.09	2.00	1.93	1.87	1.83	1.79	1.76
50	2.81	2.41	2.20	2.06	1.97	1.90	1.84	1.80	1.76	1.73
60	2.79	2.39	2.18	2.04	1.95	1.87	1.82	1.77	1.74	1.71
80	2.77	2.37	2.15	2.02	1.92	1.85	1.79	1.75	1.71	1.68
100	2.76	2.36	2.14	2.00	1.91	1.83	1.78	1.73	1.70	1.66
200	2.73	2.33	2.11	1.97	1.88	1.80	1.75	1.70	1.66	1.63
500	2.72	2.31	2.10	1.96	1.86	1.79	1.73	1.68	1.64	1.61
∞	2.71	2.30	2.08	1.94	1.85	1.77	1.72	1.67	1.63	1.60

TABLE D.4 F Values (Continued)

Degrees of freedom for the denominator (ν_2)	$F_{.05; \nu_1; \nu_2}$ 95% confidence*									
	Degrees of freedom for the numerator (ν_1)									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	161	200	216	225	230	234	237	239	241	242
2	18.5	19.0	19.2	19.2	19.3	19.3	19.4	19.4	19.4	19.4
3	10.1	9.55	9.28	9.12	9.01	8.94	8.89	8.85	8.81	8.79
4	7.71	6.94	6.59	6.39	6.26	6.16	6.09	6.04	6.00	5.96
5	6.61	5.79	5.41	5.19	5.05	4.95	4.88	4.82	4.77	4.74
6	5.99	5.14	4.76	4.53	4.39	4.28	4.21	4.15	4.10	4.06
7	5.59	4.74	4.35	4.12	3.97	3.87	3.79	3.73	3.68	3.64
8	5.32	4.46	4.07	3.84	3.69	3.58	3.50	3.44	3.39	3.35
9	5.12	4.26	3.86	3.63	3.48	3.37	3.29	3.23	3.18	3.14
10	4.96	4.10	3.71	3.48	3.33	3.22	3.14	3.07	3.02	2.98
11	4.84	3.98	3.59	3.36	3.20	3.01	2.95	2.90	2.85	2.82
12	4.75	3.89	3.49	3.26	3.11	3.00	2.91	2.85	2.80	2.75
13	4.67	3.81	3.41	3.18	3.03	2.92	2.83	2.77	2.71	2.67
14	4.60	3.74	3.34	3.11	2.96	2.85	2.76	2.70	2.65	2.60
15	4.54	3.68	3.29	3.06	2.90	2.79	2.71	2.64	2.59	2.54
16	4.49	3.63	3.24	3.01	2.85	2.74	2.66	2.59	2.54	2.49
17	4.45	3.59	3.20	2.96	2.81	2.70	2.61	2.55	2.49	2.45
18	4.41	3.55	3.16	2.93	2.77	2.66	2.58	2.51	2.46	2.41
19	4.38	3.52	3.13	2.90	2.74	2.63	2.54	2.48	2.42	2.38
20	4.35	3.49	3.10	2.87	2.71	2.60	2.51	2.45	2.39	2.35
21	4.32	3.47	3.07	2.82	2.68	2.57	2.49	2.42	2.37	2.32
22	4.30	3.44	3.05	2.84	2.66	2.55	2.46	2.40	2.34	2.30
23	4.28	3.42	3.03	2.80	2.64	2.53	2.44	2.37	2.32	2.27
24	4.26	3.40	3.01	2.78	2.62	2.51	2.42	2.36	2.30	2.25
25	4.24	3.39	2.99	2.76	2.60	2.49	2.40	2.34	2.28	2.24
26	4.23	3.37	2.98	2.74	2.59	2.47	2.39	2.32	2.27	2.22
27	4.21	3.35	2.96	2.73	2.57	2.46	2.37	2.31	2.25	2.20
28	4.20	3.34	2.95	2.71	2.56	2.45	2.36	2.29	2.24	2.19
29	4.18	3.33	2.93	2.70	2.55	2.43	2.35	2.28	2.22	2.18
30	4.17	3.32	2.92	2.69	2.53	2.42	2.33	2.27	2.21	2.16
32	4.15	3.29	2.90	2.67	2.51	2.40	2.31	2.24	2.19	2.14
34	4.13	3.28	2.88	2.65	2.49	2.38	2.29	2.23	2.17	2.12
36	4.11	3.26	2.87	2.63	2.48	2.36	2.28	2.21	2.15	2.11
38	4.10	3.24	2.85	2.62	2.46	2.35	2.26	2.19	2.14	2.09
40	4.08	3.23	2.84	2.61	2.45	2.34	2.25	2.18	2.12	2.08
42	4.07	3.22	2.83	2.59	2.44	2.32	2.24	2.16	2.11	2.06
44	4.06	3.21	2.82	2.58	2.43	2.31	2.23	2.16	2.10	2.05
46	4.05	3.20	2.81	2.57	2.42	2.30	2.22	2.15	2.09	2.04
48	4.04	3.19	2.80	2.57	2.41	2.29	2.21	2.14	2.08	2.03
50	4.03	3.18	2.79	2.56	2.40	2.29	2.20	2.13	2.07	2.03
55	4.02	3.16	2.77	2.54	2.38	2.27	2.18	2.11	2.06	2.01
60	4.00	3.15	2.76	2.53	2.37	2.25	2.17	2.10	2.04	1.99
65	3.99	3.14	2.75	2.51	2.36	2.24	2.15	2.08	2.03	1.98
70	3.98	3.13	2.74	2.50	2.35	2.23	2.14	2.07	2.02	1.97
80	3.96	3.11	2.73	2.49	2.33	2.21	2.13	2.06	2.00	1.95

TABLE D.4 F Values (Continued)

Degrees of freedom for the denominator (ν_2)	$F_{.05; \nu_1; \nu_2}$ 95% confidence*									
	Degrees of freedom for the numerator (ν_1)									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
90	3.95	3.10	2.71	2.47	2.32	2.20	2.11	2.04	1.99	1.94
100	3.94	3.09	2.70	2.46	2.31	2.19	2.10	2.03	1.97	1.93
125	3.92	3.07	2.68	2.44	2.29	2.17	2.08	2.01	1.96	1.91
150	3.90	3.08	2.66	2.43	2.27	2.16	2.07	2.00	1.94	1.89
200	3.89	3.04	2.65	2.42	2.26	2.14	2.06	1.98	1.93	1.88
300	3.87	3.03	2.63	2.40	2.24	2.13	2.04	1.97	1.91	1.86
500	3.86	3.01	2.62	2.39	2.23	2.12	2.03	1.96	1.90	1.85
1000	3.85	3.00	2.61	2.38	2.22	2.11	2.02	1.95	1.89	1.84
∞	3.84	3.00	2.60	2.37	2.21	2.10	2.01	1.94	1.88	1.83

Degrees of freedom for the denominator (ν_2)	$F_{.01; \nu_1; \nu_2}$ 99% confidence*									
	Multiply the numbers of the first row ($\nu_2 = 1$) by 10									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	405	500	540	563	576	596	598	598	602	606
2	93.5	99.0	99.3	99.3	99.3	99.3	99.4	99.4	99.4	99.4
3	34.1	30.8	20.5	28.7	28.2	27.9	27.7	27.5	27.3	27.2
4	21.2	18.0	16.7	16.0	15.5	15.2	15.0	14.8	14.7	14.5
5	16.8	13.2	12.1	11.4	11.0	10.7	10.5	10.3	10.2	10.1
6	13.7	10.9	9.78	9.15	8.75	8.47	8.28	8.10	7.98	7.87
7	12.2	9.55	8.45	7.85	7.46	7.19	6.99	6.94	6.72	6.62
8	11.3	8.65	7.89	7.01	6.63	6.37	6.18	6.03	5.91	5.81
9	10.6	8.02	6.99	6.42	6.06	5.80	5.61	5.47	5.35	5.26
10	10.0	7.56	6.55	5.99	5.64	5.39	5.20	5.06	4.94	4.85
11	9.65	7.21	6.22	5.67	5.32	5.07	4.89	4.74	4.63	4.54
12	9.33	6.93	5.95	5.41	5.06	4.82	4.64	4.50	4.30	4.30
13	9.07	6.70	5.74	5.21	4.86	4.62	4.44	4.30	4.19	4.10
14	8.86	6.51	5.58	5.04	4.70	4.46	4.28	4.14	4.03	3.94
15	8.68	6.26	5.42	4.89	4.56	4.32	4.14	4.00	3.89	3.80
16	8.53	6.22	5.29	4.77	4.44	4.20	4.03	3.89	3.78	3.69
17	8.60	6.11	5.18	4.67	4.34	4.10	3.93	3.79	3.68	3.59
18	8.20	6.01	5.09	4.58	4.25	4.01	3.84	3.71	3.60	3.51
19	8.18	5.93	5.01	4.50	4.17	3.94	3.77	3.68	3.52	3.43
20	8.10	5.85	4.94	4.43	4.10	3.87	3.70	3.56	3.46	3.37
21	8.02	5.78	4.87	4.37	4.04	3.81	3.64	3.51	3.40	3.31
22	7.95	5.72	4.82	4.31	3.99	3.76	3.59	3.45	3.35	3.26
23	7.86	5.66	4.76	4.26	3.94	3.71	3.54	3.41	3.30	3.21
24	7.82	5.61	4.72	4.22	3.90	3.67	3.50	3.36</		

PRILOG C1: Usporedbe σ_x naprezanja generičkog i modela cijelog broda -Brod za prijevoz žive stoke

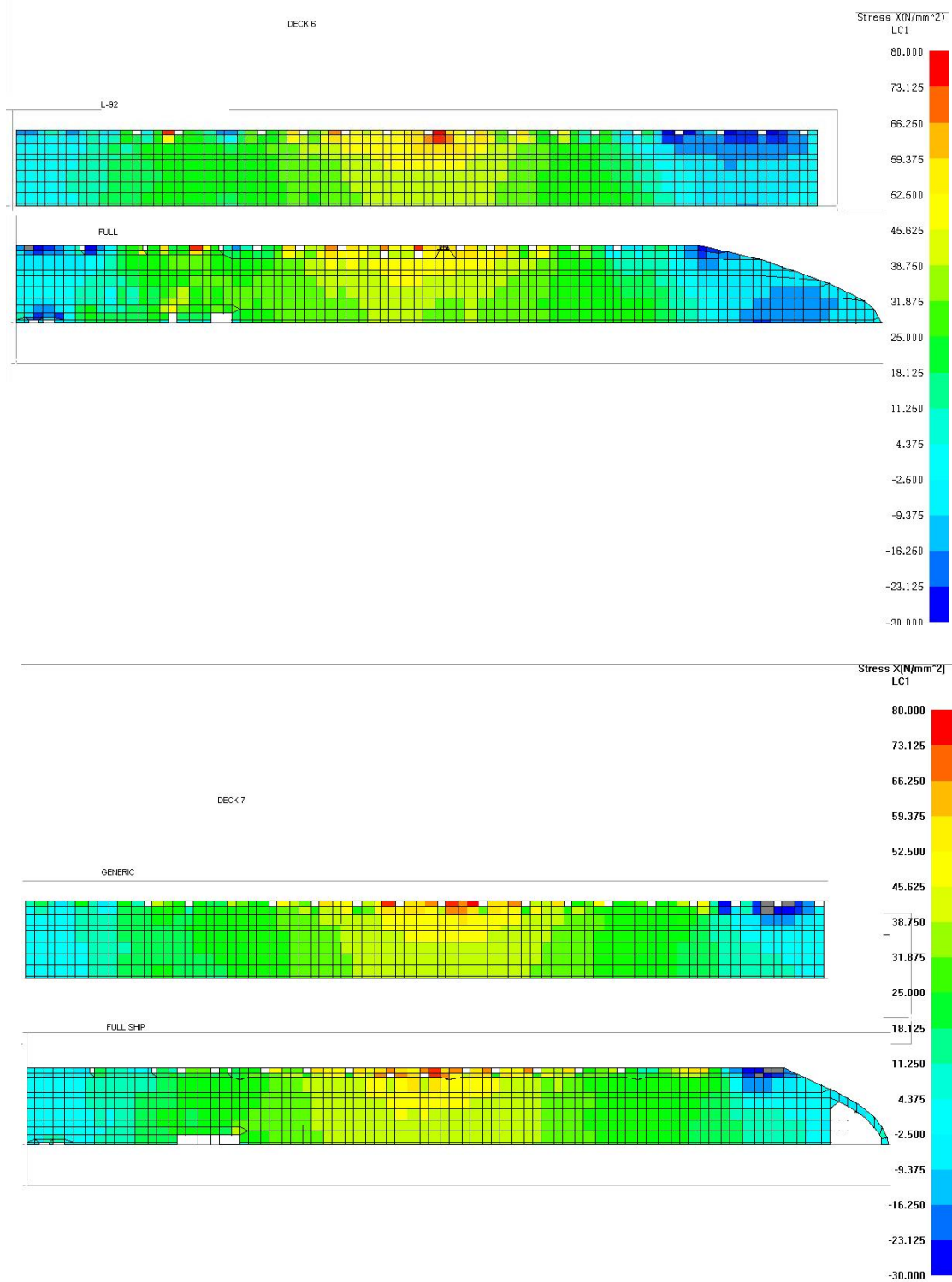
Srednje naprezanje na razini palube		Rebro 71			Rebro 81			Rebro 91			Rebro 101		
		Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)
Paluba	Visina od osnovice (mm)	<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model	
10	24080	36.8	35.3	4.1	36.3	35.1	3.3	35.5	34.2	3.7	34.6	33.6	2.9
9	21880	33.3	33.9	1.8	34.4	34.4	0.0	34.4	34.5	0.3	34.4	34.3	0.3
8	19430	36.7	35.2	4.1	39.1	37.3	4.6	40.3	39.1	3.0	40.0	39.4	1.5
7	16980	39.9	36.8	7.8	44.1	42.0	4.7	47.7	45.7	4.2	46.1	46.2	0.2
6	14530	37.1	33.4	10.0	42.8	42.5	0.7	46.1	46.6	1.1	45.3	46.2	2.0
5	11880	18.1	21.1	5.5	21.9	24.6	2.7	23.2	25.8	2.4	23.1	25.1	1.4
4	9430	0.2	4.7	/*	1.7	5.6	/*	2.9	5.7	/*	3.1	5.1	/*
3	6980	-12.1	-10.6	12.4	-14.0	-12.0	14.2	-13.5	-12.7	5.9	-13.3	-12.8	3.8
2	4530	-20.6	-17.9	13.1	-20.4	-17.0	16.6	-21.6	-19.5	9.7	-22.2	-18.1	18.5
1	2080	-47.5	-31.1	34.5	-47.6	-44.1	7.3	-54.2	-51.0	5.9	-62.5	-57.1	8.6
0	0	-88.3	-77.9	11.8	-90.9	-85.4	6.05	-93.3	-86.6	7.2	-88.2	-81.6	7.5
Srednje odstupanje u palubama nadgrađa (D7÷D10)				4.4 %			3.2 %			2.8 %			1.2 %
Srednje odstupanje u palubama trupa (D0÷D6)				14.6 %			8.0 %			5.4 %			7.0 %
Srednje odstupanje po cijelom presjeku (D0÷D10)				10.5 %			6.0 %			4.3 %			4.7 %

Tablica C1 Usporedba naprezanja 3-D MKE generičkog i referentnog modela- brod za prijevoz žive stoke

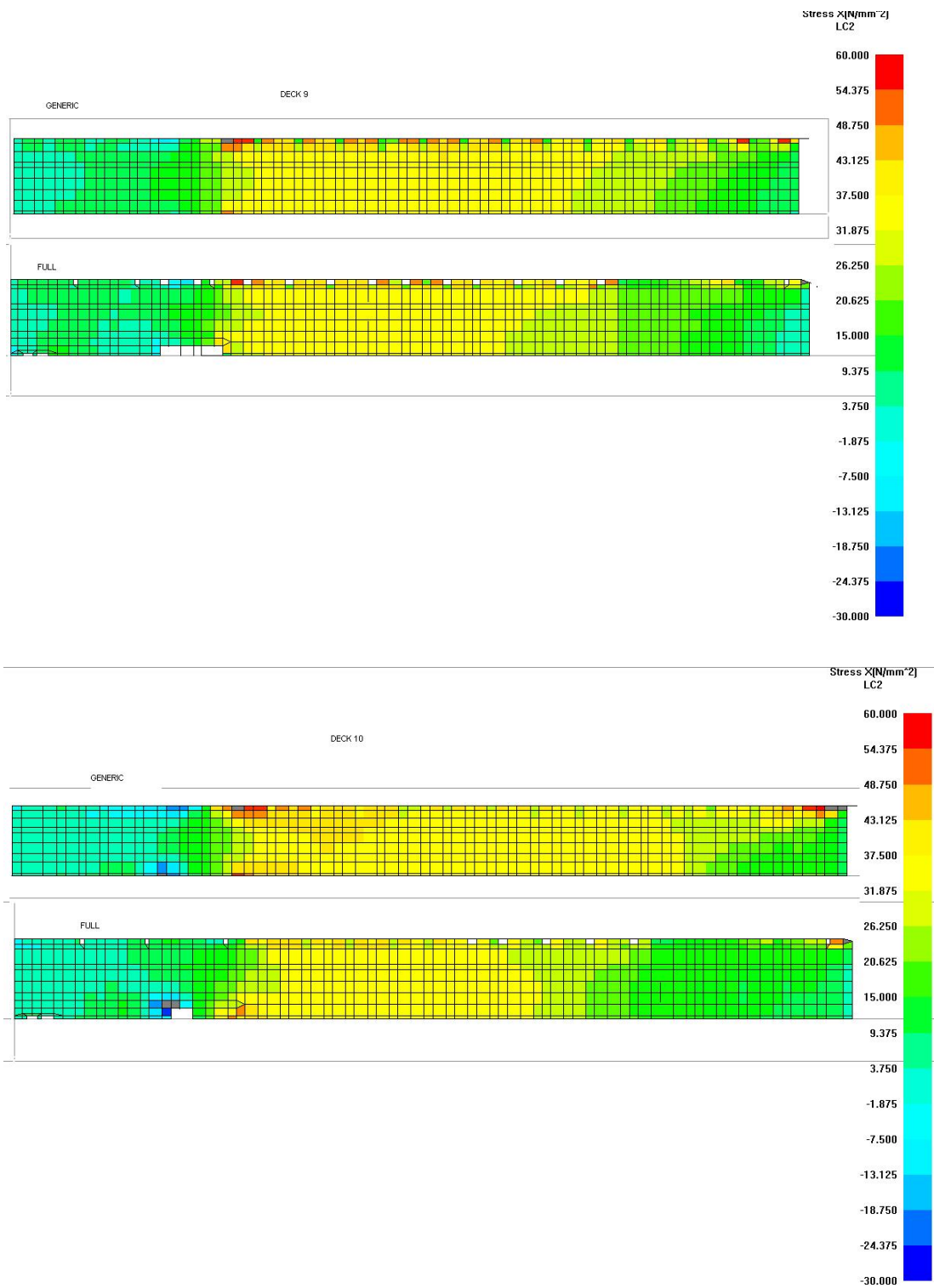
Srednje naprezanje na razini palube		Rebro 111			Rebro 121			Rebro 131		
		Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)
Paluba	Visina od osnovice (mm)	ref_model	Generički model		ref_model	Generički model		ref_model	Generički model	
10	24080	33.8	33.0	2.37	31.4	32.3	2.87	28.1	31.5	12.1
9	21880	33.5	34.0	1.49	32.5	33.0	1.54	31.5	31.7	0.6
8	19430	39.5	39.0	1.27	37.7	37.2	1.33	36.2	34.5	4.7
7	16980	44.9	45.2	0.67	41.0	41.0	0.00	35.1	35.2	0.3
6	14530	42.3	45.6	7.80	35.4	38.7	9.32	29.2	33.3	14.0
5	11880	21.9	24.4	2.72	18.2	20.7	3.01	13.7	15.6	6.4
4	9430	3.0	5.0	/*	1.8	3.8	/*	0.9	2.0	/*
3	6980	-13.2	-12.7	3.79	-13.0	-11.7	10.00	-12.4	-10.3	16.9
2	4530	-25.0	-19.8	20.80	-27.3	-18.2	33.33	-25.4	-18.4	27.6
1	2080	-52.7	-48.3	8.35	-46.0	-39.9	13.26	-36.9	-34.6	6.2
0	0	-86.1	-81.8	4.99	-81.5	-74.6	8.47	-57.2	-53.6	6.3
Srednje odstupanje u palubama nadgrađa (D7÷D10)				1.4 %			1.4 %			4.4 %
Srednje odstupanje u palubama trupa (D0÷D6)				8.1 %			12.9 %			12.9 %
Srednje odstupanje po cijelom presjeku (D0÷D10)				5.4 %			8.3 %			9.5 %

Napomena: /*- oko neutralne linije nije ispisivana razlika u naprezanjima zbog vrlo male vrijednosti naprezanja i variranja u predznaku

Tablica C2 Usporedba naprezanja 3-D MKE generičkog i referentnog modela- brod za prijevoz žive stoke



Slika C-1 Usporedbe σ_x naprezanja po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa 6 i 7 (brod za prijevoz žive stoke)



Slika C-2 Usporedbe σ_x naprezanja po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa 9 i 10 (brod za prijevoz žive stoke)

PRILOG C2: Usporedbe σ_x naprezanja generičkog i modela cijelog broda -Brod za kružna putovanja

Srednje naprezanje na razini palube		Rebro 79			Rebro 95			Rebro 107		
		Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)
Paluba	Visina od osnovice (mm)	<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model	
12	32100	85	87.7	-3.2	91.6	94	-2.6	95.4	94.2	1.3
11	29400	52.4	53	-1.1	58.3	62	-6.3	61.3	64.6	-5.4
10	26700	40.3	37	8.2	43.0	42.3	1.6	43.4	44.8	-3.2
9	24000	36.3	29	20.1	36.2	32.5	10.2	34.0	34.1	-0.3
8	21300	36.3	27.1	25.3	37.2	32.7	12.1	36.0	41	-13.9
7	18400	24.5	25.8	-5.3	26.4	29	-9.8	35.0	34.3	2.0
6	15200	25.6	36.9	-44.1	28.6	38.8	-35.7	29.8	32.7	-9.7
5	11700	12.8	19.4	-51.6	13.9	19.4	-39.6	13.5	16	-18.5
4	9000	0.1	2.8	/*	0.5	1.3	/*	-0.9	-0.5	/*
3	6300	-18.4	-14.4	21.7	-20.6	-18.4	10.7	-17.5	-18.8	-7.4
2	3600	-35.8	-34	5.0	-40.0	-40.5	-1.3	-40.1	-40.5	-1.0
1	1400	-48.0	-48.7	-1.5	-49.0	-49.7	-1.4	-51.7	-50.5	2.3
0	0	-56.8	-55.7	1.9	-64.9	-68.4	-5.4	-65.6	-63.6	3.0
Srednje apsolutno odstupanje u palubama nadgrađa (D7÷D12)				10.5 %			7.1 %			4.3 %
Srednje apsolutno odstupanje u palubama trupa (D0÷D6)				21.0 %			15.7 %			7.0 %
Srednje apsolutno odstupanje po cijelom presjeku (D0÷D12)				15.5 %			11.4 %			5.7 %

Napomena: /*- oko neutralne linije nije ispisivana razlika u naprezanjima zbog vrlo male vrijednosti naprezanja i variranja u predznaku

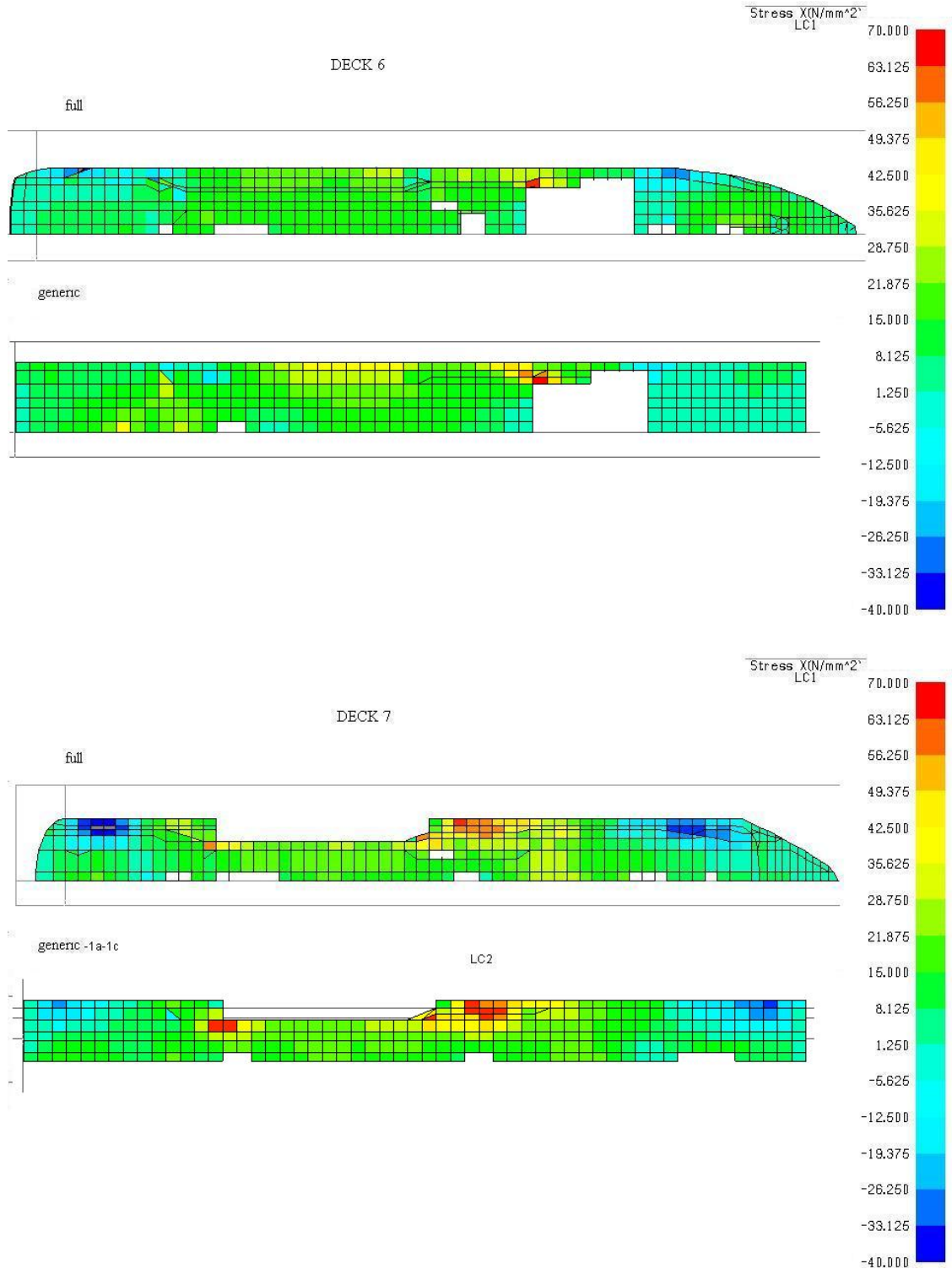
Tablica C3 Usporedba 3-D MKE generičkog i referentnog modela- brod za kružna putovanja

Srednje naprezanje na razini palube		Rebro 119			Rebro 131			Rebro 151		
		Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)	Naprezanja (N/mm ²)		Greška $\Delta\sigma$ (%)
Paluba	Visina od osnovice (mm)	<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model		<i>ref_model</i>	Generički model	
12	32100	69.0	71.6	-3.8	47.8	49	-2.5	33.9	37.1	-9.4
11	29400	57.3	61.5	-7.3	47.6	46.7	1.9	32.0	35.6	-11.2
10	26700	42.3	45.4	-7.3	37.2	37.5	-0.8	29.9	30.9	-3.3
9	24000	32.0	34.5	-7.8	28.3	28	1.1	25.0	24.3	2.8
8	21300	23.6	28	-18.6	21.9	24.0	-9.6	21.5	22.9	-6.5
7	18400	38.0	37.4	1.6	55.8	56.0	-0.4	28.7	32.2	-12.2
6	15200	27.4	25.5	6.9	25.8	23.7	8.1	29.7	23.7	20.2
5	11700	12.0	13.2	-10.0	14.0	12.7	9.3	3.1	5.6	/*
4	9000	-5.0	-1.6	/*	-2.4	-0.2	/*	-4.5	-0.5	/*
3	6300	-19.8	-14.3	27.8	-18.1	-15.3	15.5	-18.2	-12.6	30.8
2	3600	-41.7	-40	4.1	-37.5	-35.8	4.5	-34.0	-28.0	17.6
1	1400	-48.0	-48.6	-1.3	-50.7	-47.2	6.9	-41.8	-32.8	21.5
0	0	-58.8	-62	-5.4	-59.0	-54.6	7.5	-63.8	-46.0	27.9
Srednje apsolutno odstupanje u palubama nadgrađa (D7÷D12)				7.7 %			2.7 %			7.6 %
Srednje apsolutno odstupanje u palubama trupa (D0÷D6)				9.3 %			8.6 %			23.6 %
Srednje apsolutno odstupanje po cijelom presjeku (D0÷D12)				8.5 %			5.7 %			14.9 %

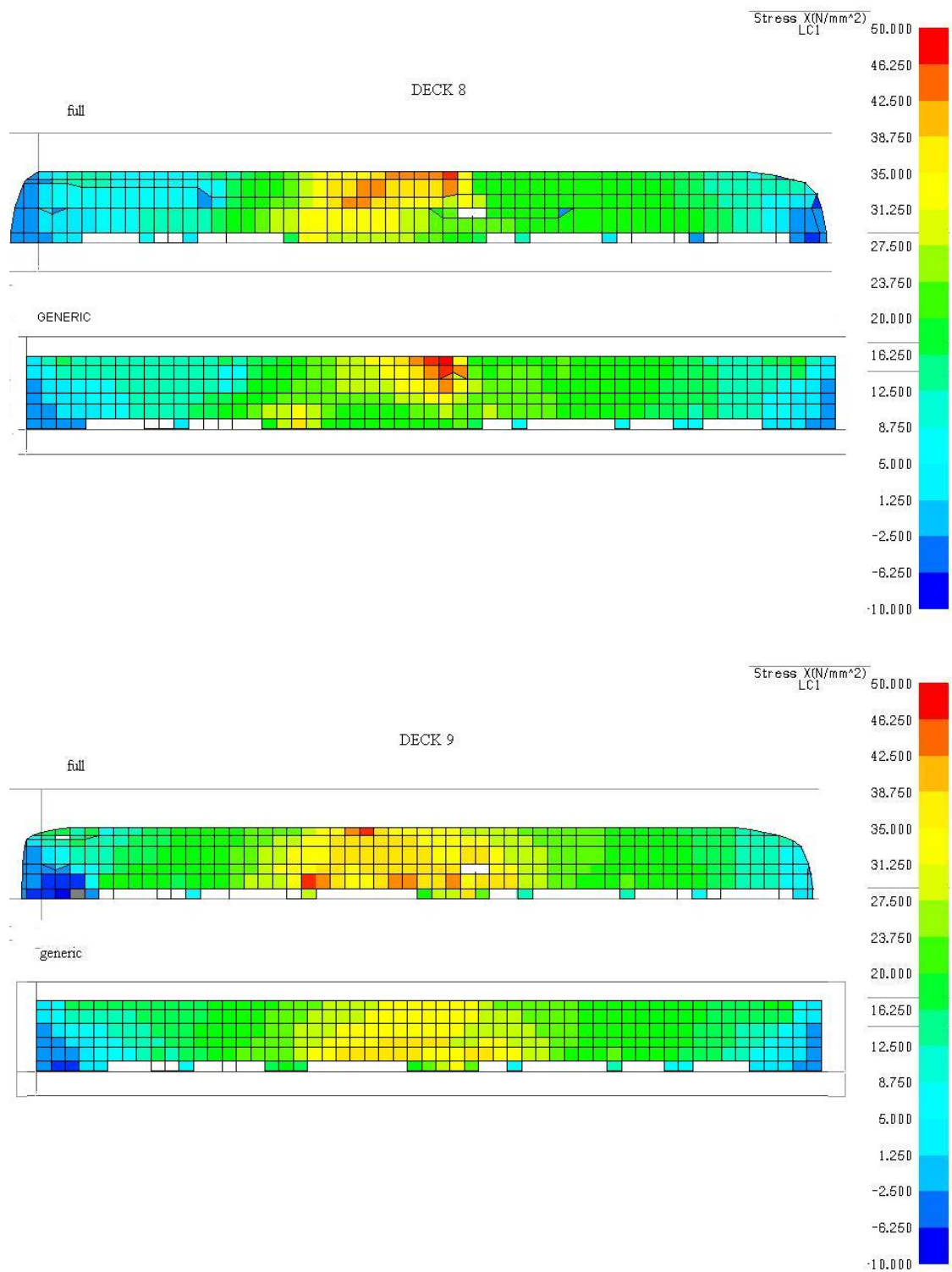
Napomena: /*- oko neutralne linije nije ispisivana razlika u naprezanjima zbog vrlo male vrijednosti naprezanja i variranja u predznaku

Tablica C4 Usporedba 3-D MKE generičkog i referentnog modela-brod za kružna putovanja

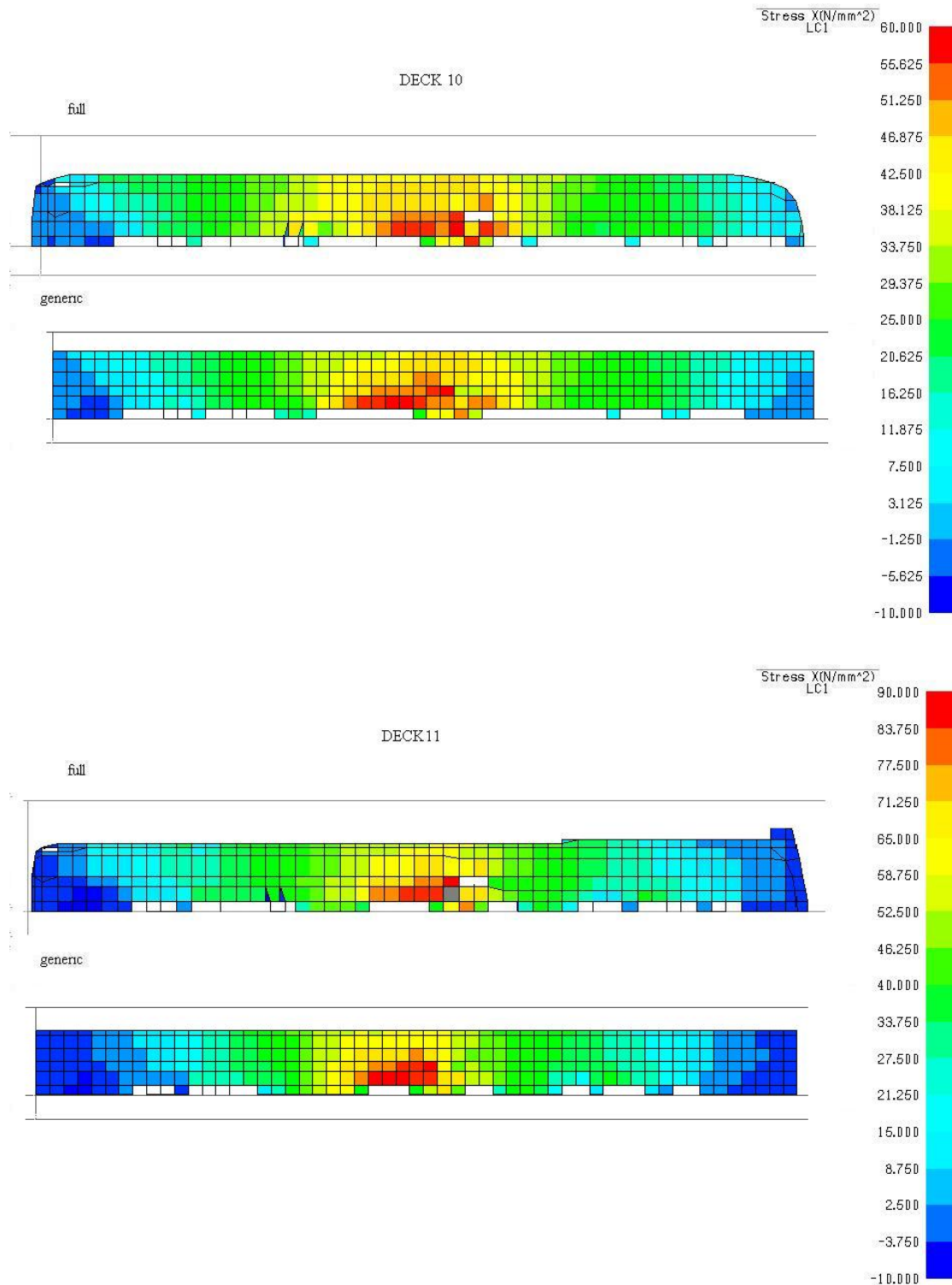
Prilog C2: Usporedbe σ_x naprezanja generičkog i modela cijelog broda po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa- Brod za kružna putovanja



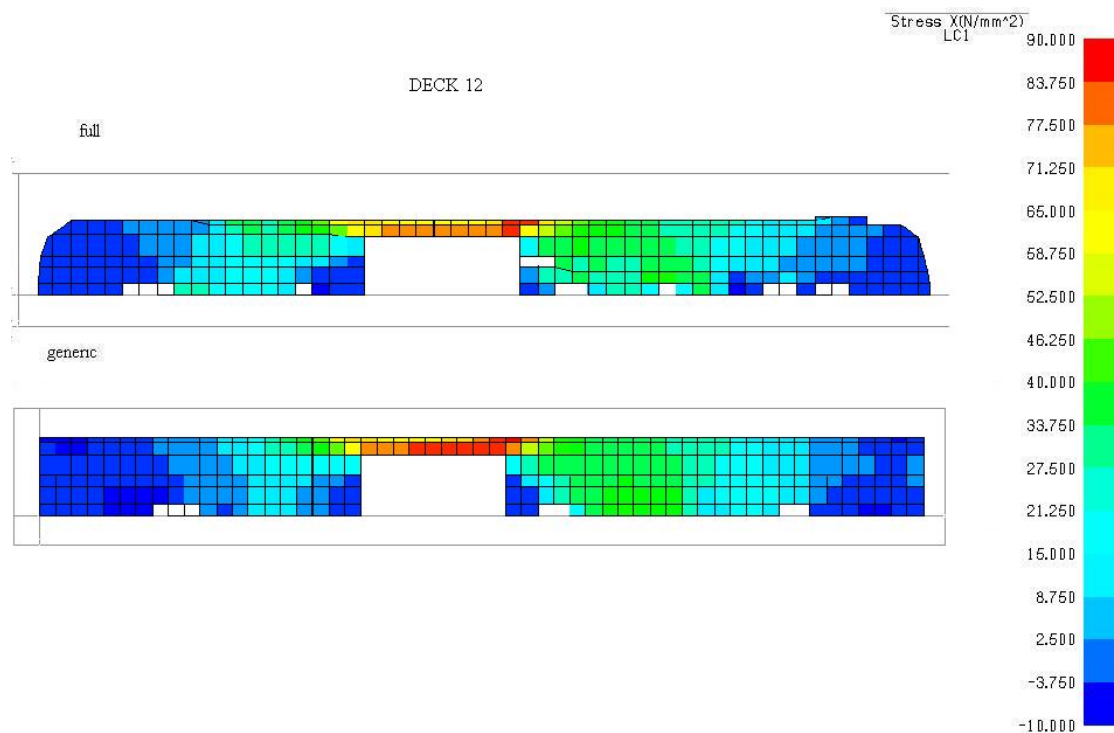
Slika C-3 Usporedbe σ_x naprezanja po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa D6 i 7 (brod za kružna putovanja)



Slika C-4 Usporedbe σ_x naprezanja po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa D8 i 9 (brod za kružna putovanja)



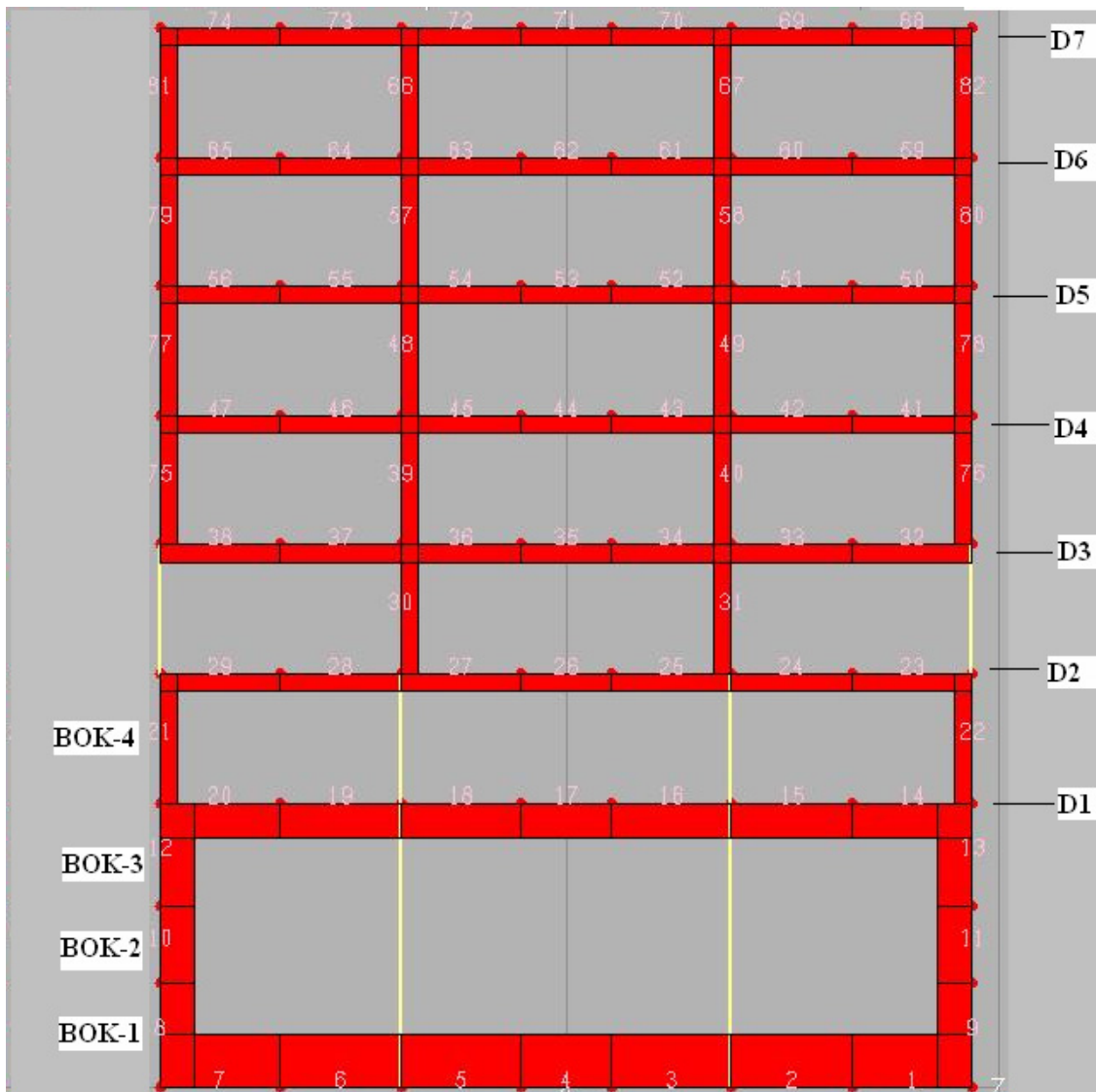
Slika C-5 Usporedbe σ_x naprezanja po cijeloj duljini/širini za palube nadgrada D10 i 11 (brod za kružna putovanja)



Slika C-5 Usporedbe σ_x naprezanja po cijeloj duljini/širini za palube nadgrađa D12
(brod za kružna putovanja)

PRILOG D

PRILOG D – prikazan je detaljniji ispis ulaznih podataka i rezultata vezanih za primjer 8.3. Strukturna optimizacija konstrukcije putničkog broda- *ISSC benchmark 2006*.



Slika D-1 Oznaka vojeva i paluba

Napomena: HP profili u MKE proračunu zamijenjeni su ekvivalentnim T profilima koji imaju istu površinu i moment otpora. Npr.

HP profili	Ekvivalentni T profili			
	HSW	TSW	BSF	TSF
HP 300X11	265.6	11.0	50.8	34.4
HP 160X7	142.8	7.0	26.8	17.1
HP 120X6	106.3	6.0	21.3	13.7

Tablica D-1: Strukture dimenzije uzdužnih elemenata po vojevima-PROTOTIP (P₁⁰)
 (ulazna datoteka programa OCTOPUS/MAESTRO)

\$ DATA GROUP 9 STIFFENED PANEL SCANTLINGS							
		TP	HSW	TSW	BSF	TSE	br. voja
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 1
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 2
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 3
2	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 4
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 5
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 6
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 7
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 8
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 9
2	2	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 10
2	2	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 11
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 12
3	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 13
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 14
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 15
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 16
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 17
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 18
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 19
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 20
4	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 21
4	0	15	265.6	11	50.83	34.4	1 2 0 !# 22
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 23
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 24
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 25
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 26
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 27
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 28
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 29
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 30
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 31
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 32
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 33
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 34
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 35
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 36
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 37
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 38
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 39
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 40
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 41
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 42
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 43
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 44
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 45
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 46
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 47
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 48
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 49
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 50
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 51
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 52
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 53
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 54
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 55
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 56
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 57
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 58
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 59
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 60
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 61
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 62
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 63
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 64
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 65
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 66
4	0	6	106.3	6	21.35	13.75	1 2 0 !# 67
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 68
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 69
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 70
2	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 71
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 72
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 73
3	0	7	142.8	7	26.83	17.15	1 2 0 !# 74