

Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați

Școala doctorală de inginerie



REZUMATUL TEZEI DE DOCTORAT

ANALIZA COMPARATIVĂ A STRUCTURILOR CLASICE ȘI HIBRIDE FOLOSITE LA AMBARCAȚIUNI DIN PAFS, METODE DE UȘURARE A ACESTORA ȘI ÎMBUNĂTĂȚIREA REZISTENȚEI LA IMPACTUL CU VALURILE

Doctorand

ing. Adrian Caramatescu

Conducător științific,

Prof. univ. dr. ing. Costel Iulian Mocanu

Seria I6 Nr. 43

GALAȚI

2018

Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați

Școala doctorală de inginerie



REZUMATUL TEZEI DE DOCTORAT

ANALIZA COMPARATIVĂ A STRUCTURILOR CLASICE ȘI HIBRIDE FOLOSITE LA AMBARCAȚIUNI DIN PAFS, METODE DE UȘURARE A ACESTORA ȘI ÎMBUNATĂTIREA REZISTENȚEI LA IMPACTUL CU VALURILE

Doctorand

ing. Adrian Caramatescu

Conducător științific,

Prof univ.dr.ing. Costel Iulian Mocanu

Referenți științifici

Prof univ.dr.ing. Iulian Gabriel Bîrsan

Prof univ.dr.ing. Anton Hadăr

Prof univ.dr.ing. Ștefan Dan Pastramă

Prof univ.dr.ing. Leonard Domnișoru

Seria I6 Nr. 43

GALAȚI

2018

Seriile tezelor de doctorat sustinute public în UDJG începând cu 1 octombrie 2013 sunt:

Domeniul **ȘTIINȚE INGINEREȘTI**

Seria I 1: **Biotehnologii**

Seria I 2: **Calculatoare și tehnologia informației**

Seria I 3: **Inginerie electrică**

Seria I 4: **Inginerie industrială**

Seria I 5: **Ingineria materialelor**

Seria I 6: **Inginerie mecanică**

Seria I 7: **Ingineria produselor alimentare**

Seria I 8: **Ingineria sistemelor**

Domeniul **ȘTIINȚE ECONOMICE**

Seria E 1: **Economie**

Seria E 2: **Management**

Domeniul **ȘTIINȚE UMANISTE**

Seria U 1: **Filologie- Engleză**

Seria U 2: **Filologie- Română**

Seria U 3: **Istorie**

CUPRINS

Introducere		I
Notatii		III
Abrevieri		VI
Lista tabelelor		VII
Lista figurilor		IX
	Rezumat	Teză
	pagina	pagina
Capitolul I		
Actualitatea și importanța temei	1	1
1.1 Obiectivele capitolului	1	1
1.2 Definirea conceptului de material compozit	1	1
1.3 Aplicații ale materialelor compozite	3	7
1.4 Stadiul actual al cercetării	6	20
1.5 Concluzii	8	23
Capitolul II		
Modele teoretice utilizate în analizele numerice	11	25
2.1 Obiectivele capitolului	11	25
2.2 Principiile dinamicii fluidelor	11	25
2.3 Modele matematice de analiză structurală	13	28
2.4 Concluzii	20	38
Capitolul III		
Încercări experimentale	21	39
3.1 Scopul și obiectivele capitolului	21	39
3.2 Achiziționarea și prelucrarea datelor experimentale	21	40
3.3 Detalierea obiectivelor experimentului	22	42
3.4 Prelucrarea datelor experimentale	24	47
3.5 Concluzii	38	63
Capitolul IV		
Modelarea numerică a curgerii în jurul ambarcațiunii	41	65
4.1 Scopul și obiectivele capitolului	41	65
4.2 Stabilirea datelor de intrare	41	65
4.3 Discretizarea suprafeței corpului și a domeniului de calcul	41	67
4.4 Strategia de calcul	42	68
4.5 Rezultatele simulărilor numerice	42	69
4.6 Concluzii	44	71
Capitolul V		
Analiza FEM a structurii existente și a variantelor alternative propuse	45	73
5.1 Scopul și obiectivele capitolului	45	73
5.2 Eșantionaj conform normelor societății de clasificare	45	73
5.3 Încercări de laborator pentru determinarea caracteristicilor mecanice	45	74
5.4 Analiza FEM pe structura inițială	48	77
5.5 Rezultatele analizei pe structura inițială supusă solicitărilor		

în regim staționar stabilizat	63	93
5.6 Cazurile extreme de încărcare	64	93
5.7 Comparație cu valorile experimentale de impact	70	100
5.8 Criterii de cedare	70	100
5.9 Strategia de alegere a variantelor alternative	72	102
5.10 Descrierea variantelor alternative propuse	78	110
5.11 Analiza variantelor alternative propuse	78	110
5.12 Evaluarea rezultatelor și concluzii	84	124
Capitolul VI		
Concluzii generale, contribuții personale și direcții de cercetare ulterioară	87	127
6.1 Concluzii generale	87	127
6.2 Contribuții personale	91	131
6.3 Perspective de cercetare ulterioară	91	131
Bibliografie	93	133
Anexa 1	99	139

TABLE OF CONTENTS

Introduction		I
Notations		III
Abbreviations		VI
Tables list		VII
Figures list		IX
Chapter I		
The Contemporaneity And The Importance Of The Topic	1	1
1.1 Chapter's Objectives	1	1
1.2 Defining The Concept Of Composite Material	1	1
1.3 Applications Of Composite Materials	3	7
1.4 Current State Of Knowledge	6	20
1.5 Conclusions	8	23
Chapter II		
Theoretical Models Used in Numerical Analysis	11	25
2.1 Chapter's Objectives	11	25
2.2 Principles of Fluid Dynamics	11	25
2.3 Mathematical Models of Structural Analysis	13	28
2.4 Conclusions	20	38
Chapter III		
Experimental Research	21	39
3.1 Chapter's Objectives	21	39
3.2 Acquisition And Processing Of Experimental Data	21	40
3.3 Detailed Objectives Of The Experiment	22	42
3.4 Processing of Experimental Data	24	47
3.5 Conclusions	38	63
Chapter IV		
Computational Fluid Dynamics	41	65
4.1 Chapter's Objectives	41	65
4.2 Input Data	41	65
4.3 Discretization of the body surface and the computing domain	41	67
4.4 Computational Strategy	42	68
4.5 CFD Results	42	69
4.6 Conclusions	44	71
Chapter V		
FEM Analysis Of The Existing Structure And Proposed Alternatives	45	73
5.1 Chapter's Objectives	45	73
5.2 Scantling According To The Rules Of The Register	45	73
5.3 Laboratory Tests For Determining The Mechanical Properties	46	74
5.4 Initial Structure FEM Analysis	48	77
5.5 Results Of The Analysis On The Original Structure Subjected To Steady Loadings	63	93
5.6 Extreme Loading Cases	64	93

5.7 Comparison With Experimental Impact Values	70	100
5.8 Failure Criteria	70	100
5.9 The Strategy Of Choosing Alternative Structures	72	102
5.10 Description Of Proposed Alternatives	78	110
5.11 Analysis Of The Proposed Alternatives	78	110
5.12 Results Evaluation And Conclusions	84	124
Chapter VI		
General Conclusions, Personal Contributions, Future Research Directions	87	127
6.1 General Conclusions	87	127
6.2 Personal Contributions	91	131
6.3 Future Research Directions	91	131
References	93	133
Annex 1	99	139

Introducere

Dezvoltarea societății moderne are la bază progresele tehnologice prezente în viața de zi cu zi a fiecăruia dintre noi. În domeniul naval, introducerea construcțiilor metalice la jumătatea secolului XIX a constituit un punct de cotitură în ceea ce privește fiabilitatea, creșterea performanțelor și a siguranței în exploatare și nu în ultimul rând viteza de construcție a navelor. Dezvoltarea acestei tehnologii a fost o urmare a revoluției industriale de la sfârșitul secolului XVIII.

Așa cum inovația din alte domenii a fost aplicată atunci în domeniul construcțiilor de nave, în mod similar domeniul construcțiilor de ambarcațiuni a fost revoluționat de introducerea materialelor compozite. La jumătatea secolului XX materialele clasice au început să fie încet dar sigur îndepărtate din domeniul construcțiilor de ambarcațiuni, datorită avantajelor pe care le aduceau materialele compozite: masă redusă, ușurința obținerii unor forme complexe, necesare carenelor de mare viteză, finisajul plăcut specific domeniului, performanțele crescute, fiabilitatea, întreținerea redusă, replicabilitatea, asta pentru a menționa doar câteva.

Fără o bună cunoaștere a tipurilor reale de solicitări și a amplitudinii forțelor întâlnite la utilizarea în condiții reale de exploatare, încercarea de îmbunătățire a unei structuri din materiale compozite poate conduce la cedarea prematură a acesteia.

În cadrul acestei lucrări a fost analizată numeric și experimental structura unei ambarcațiuni din materiale compozite și au fost studiate câteva variante structurale alternative care au avut ca țintă îmbunătățirea unor anumite caracteristici.

Curgerea turbulentă care caracterizează deplasarea la viteze mari a ambarcaunilor este un fenomen de interes în cercetarea științifică actuală. Încărcările hidrodinamice induse pe carena unei ambarcațiuni rapide sunt frecvent estimate prin metode empirice, având ca rezultat valori uneori subestimate, altele supraestimate.

Cercetarea desfășurată în prezența lucrării s-a dezvoltat pe parcursul a 6 etape, astfel:

Etapa 1 a constat în documentarea privind stadiul actual al cercetării în domeniul utilizării materialelor compozite la construcția ambarcaunilor de agrement, precum și în ceea ce privește estimarea încărcărilor hidrodinamice care apar în regim de deplasare staționar stabilizat sau nestaționar.

În Etapa a 2-a au fost studiate modelele matematice de analiză numerică a curgerii cu suprafață liberă a fluidelor în jurul unui corp de navă, precum și cele aplicate în analiza numerică a structurilor.

Etapa a 3-a a fost etapa de cercetare experimentală în care au fost efectuate teste în condiții reale de utilizare cu o ambarcațiune la scară reală, instrumentată cu mărci tensometrice,

accelerometre și înclinometre. Datele experimentale înregistrate au fost ulterior comparate cu rezultatele metodelor numerice.

În Etapa a 4-a au fost desfășurate o serie de simulări numerice CFD care au reprodus regimul de deplasare staționar stabilizat al ambarcațiunii. Rezultatul acestei etape a fost reprezentat de aflarea distribuției de presiuni pe carenă, la fiecare viteză de deplasare studiată.

Etapa a 5-a, cea mai complexă, a folosit ca date de intrare geometria stucturii ambarcațiunii, caracteristicile mecanice ale materialelor folosite și distribuția de presiuni din etapa anterioară pentru a analiza prin MEF comportarea structurii ambarcațiunii. Confirmarea rezultatelor experimentale a validat metodele numerice folosite și a permis utilizarea acestora în continuare pentru a investiga posibilitatea îmbunătățirii structurii pe o serie de direcții.

Astfel, au fost propuse un număr de 9 variante structurale alternative în sistem sandwich, iar comportarea acestora a fost studiată și comparată cu structura inițială în aceleași condiții de exploatare. Au fost stabilite 4 criterii de comparație, pe baza cărora au putut fi analizate sintetic performanțele structurilor alternative. Aceste criterii au fost integritatea structurii, masa acesteia, deformațiile maxime și tensiunile maxime. Toate aceste criterii au putut apoi alcătui un indicator global, caracteristic al laminatului, permițând astfel ierarhizarea acesteia.

Rezultatele comparației, prezentate în Etapa a 6-a, au arătat că structurile moderne din materiale compozite pot fi îmbunătățite pe direcțiile urmărite, iar metodele numerice moderne de calcul sunt un bun instrument de proiectare, necesar în dezvoltarea unui produs performant. Îmbunătățirea a înregistrat proporții variabile, obținând fie o masă mai mică cu până la 22,6%, fie o rigiditate mai mare cu până la 44,6%, fie o reducere a tensiunilor normale cu până la 29,7%, fără a înregistra însă simultan performanțele maxime pe o singură variantă structurală.

Acest lucru ne demonstrează că aceste direcții de îmbunătățire nu pot fi atinse simultan, iar încercarea de a îmbunătăți structura către un criteriu produce efecte secundare adverse pe alte direcții. Optimizarea unei structuri din materiale compozite se poate face așadar direcționat pentru un scop principal, putând să atingă în același timp și alte direcții de performanță, însă în proporție mai mică.

Prin prezentul studiu, autorul acestei teze propune o metodă fezabilă, validată experimental, de analiză structurală a carenei unei ambarcațiuni rapide și de îmbunătățire a acestei structuri prin variante alternative. Această metodă este utilă atât arhitecților navali în proiectare cât și registrelor navale.

Notății folosite

Simbol	Semnificație
U_i	componentele instantanee ale vitezei particulelor de fluid
x_i	sistem de coordonate carteziene
ρ	densitate
t	timp
σ_{ij}	tensorul tensiunilor totale
P	presiune
δ_{ij}	operatorul Kronecker
μ	vâscozitatea dinamică
ν_c	vâscozitatea cinematică
S_{ij}	tensorul ratei de deformație
\bar{x}	valoarea mediată a unei mărimi x
α	fracție volumetrică
y^+	funcție de perete
u_t	viteza de frecare
p_i	presiune mediată în timp
p'_i	presiune pulsatorie
R_i	tensorul tensiunilor Reynolds
Re	numărul Reynods
τ_ω	tensiune datorată frecării cu peretele
C_f	coeficientul de frecare
Δs	grosimea primului rand de celule
ε_i	deformație specifică
E	modul de elasticitate (Young)
ν	coeficientul de Poisson
τ_{jk}	tensiune tangențială
G	modul de elasticitate transversal
M_i	moment pe direcția i
T_i	forță tăietoare pe direcția i
σ_i	tensiune pe direcția i
γ_{jk}	lunecare specifică
u, v, w	deplasări
$\{\sigma\}$	tensorul tensiunilor
$\{\varepsilon\}$	tensorul deformațiilor specifice
$[D]$	matricea de elasticitate
$\{u\}$	vectorul deplasărilor
$\{R\}$	vectorul forțele nodale
$\{\alpha\}$	vectorul coeficienților funcțiilor de interpolare
$[f]$	matricea funcțiilor de interpolare pe element
δU	variația energiei interne de deformație
δW	lucrul mecanic virtual al forțelor concentrate
$\{X\}$	vectorul forțelor de volum exterioare
$\{\Phi\}$	vectorul forțelor de suprafață exterioare

$\{P_{0k}\}$	vectorul echivalent al forțelor concentrate exterioare
$\{P_k\}$	vectorul forțelor nodale interne de legatură cu elementele vecine
K^*	nucleul matricei de rigiditate
$\{Q_k\}$	vectorul încărcărilor exterioare pe element reduse la noduri
$[h]$	matricea termică
$\{\Phi\}$	vectorul forțelor exterioare de suprafață
$[N_u]$	matricea funcțiilor de interpolare a câmpului deplasărilor
$[A]$	matricea de legatură dintre vectorul coordonatelor nodale $\{u_k\}$ și parametrii $\{\alpha\}$
$[B]$	matricea deformațiilor specifice,
$[\Delta]$	operatorul de diferențiere Cauchy,
α_t	coeficientul dilatării termice liniare
T	diferența de temperatură care provoacă sarcina termică
D	rigiditatea la încovoiere a câmpului de placă izotrop
$[\lambda]$	matricea de transformare
x_m	mărime măsurată experimental
α_i	gradul de încredere pentru o mărime x_m
n	numărul de măsurători efectuate
s	abatere pătratică simplă
x_{FFT}	valoare mediată prin transformată Fourier a unei mărimi x
X_{CG}	poziția longitudinală a centrului de greutate
Y_{CG}	poziția transversală a centrului de greutate
Z_{CG}	cota centrului de greutate
$Z_{\text{împingere}}$	cota punctului de aplicare a forței de împingere
F_{nV}	numărul Froude nabra
F_r	numărul Froude
∇	deplasamentul volumetric
g	acelerația gravitațională
τ_{EFD}	unghi de asietă măsurat experimental
τ_{CFD}	unghi de asietă calculat prin CFD
$\tau_{Savitsky}$	unghi de asietă calculat prin metoda Savitsky
E_{Li}	modulul de elasticitate planar al laminei (stratului) pe direcția i
E_{fi}	modulul de elasticitate planar al armăturii pe direcția i
E_{mi}	modulul de elasticitate planar al matricei pe direcția i
E_T	modulul de elasticitate la încovoiere
G_{LT}	modulul de forfecare planar al laminei
G_f	modulul de forfecare al armăturii
G_m	modulul de forfecare al matricei
ν_{LT}	coeficientul Poisson al laminei
ν_f	coeficientul Poisson al armăturii
ν_m	coeficientul Poisson al matricei
V_f	raportul volumetric al armăturii
V_m	raportul volumetric al matricei
a_{cg}	acelerația în centrul de greutate
a_{fp}	acelerația la perpendiculara prova
P_i	presiune de impact
$M1 - M10$	pozițiile mărcilor tensometrice
X_{it}	tensiuni limită la întindere pe direcția i a laminei
X_{ic}	tensiuni limită la compresiune pe direcția i a laminei

F	indicele de cedare Hoffman
I_m	indice adimensional al masei
I_t	indice adimensional al tensiunii maxime
I_d	indice adimensional al deformatiei maxime
I_m	indice adimensional al masei
CL	caracteristica laminatului

Abrevieri folosite

PAFS	Poliesteri Armati cu Fibre Sintetice
PBI	Polibenzimidazole
PPQ	Polifenilquinoxaline
PET	Polietilenă tereftalat
PBT	Polibutilen tereftalat
PC	Policarbonat
PVC	Poliacetat de vinil
PAI	Poliamide-imide
PEEK	Polieter eter cetone
PSUL	Polisulfone
PPS	Polifenilen sulfide
PEI	Polieterimide
CSM	Chopped Strand Mat
MEKP	Peroxid de metil-etil-cetonă
NSWC	NavalSurface Warfare Center
ROSA	Romanian Space Agency
UAV	Unmanned Air Vehicle
CFD	Computational Fluid Dynamics
FEM	Finite Element Method
RANS	Reynolds Averaged Naviers Stokes
SST	Shera Stress Transport
VOF	Volume Of Fluid
PD	Planul Diametral
TER	Tensometrie Electro Rezistivă
ISO	International Organization for Standardization
SR-ISO	Standard Român - International Organization for Standardization
SR-EU	Standard Român - European Union
STAS	Standard de Stat
ANSI	American National Standards Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
GOST	Gosudarstvenii Standart
GPS	Global Positioning System
FFT	Fast Fourier Transformation
PV	Prova
PP	Pupa
CAD	Computer Aided Design
EFD	Experimental Fluid Dynamics
DNV-GL	Det Norke Veritas - Germanischer Lloyd
WR	Woven Roving
C	Coremat (variantă structurală)
S	Spumă (variantă structurală)
OC	Original+ Coremat (variantă structurală)
OS	Original+ Spumă (variantă structurală)
OCU	Original + Coremat Ușurat (variantă structurală)
OSU	Original + Spumă Ușurat (variantă structurală)
H1	Hibrid 1 (variantă structurală)
H2	Hibrid 2 (variantă structurală)
H3	Hibrid 3 (variantă structurală)

Lista tabelelor

Tabelul 1.1	Rolurile fazelor care alcătuiesc materialul compozit
Tabelul 1.2	Avantajele și dezavantajele materialelor compozite
Tabelul 1.3	Caracteristici mecanice ale fibrelor de armare a materialelor compozite
Tabelul 1.4	Caracteristici comparative pentru diverse tipuri de fibre
Tabelul 1.5	Proprietăți mecanice ale matricelor polimerice termorigide la 23 °C
Tabelul 3.1	Parametrii monitorizați în cadrul încercărilor experimentale
Tabelul 3.2	Valorile nivelului de încredere α_i în funcție de numărul n de măsuratori efectuate
Tabelul 3.3	Dimensiunile principale ale ambarcațiunii folosite în cadrul experimentului
Tabelul 3.4	Coordonatele de amplasare a mărcilor tensometrice pe corp
Tabelul 3.5	Coordonatele de amplasare a accelerometrelor pe corp și seriile de fabricație a acestora
Tabelul 3.6	Măsurătorile efectuate la diferite viteze de deplasare ale ambarcațiunii
Tabelul 3.7	Amplitudinea semnalului filtrat prelucrat x_{FFT}
Tabelul 3.8	Media aritmetică a semnalului filtrat prelucrat x_{FFT} , grupată în funcție de fiecare viteză
Tabelul 3.9	Valoarea medie \bar{x} a semnalului filtrat neprelucrat FFT
Tabelul 3.10	Variația procentuală între \bar{x}/x_{FFT}
Tabelul 4.1	Dimensiunile principale ale ambarcațiunii și coordonatele centrului de greutate
Tabelul 4.2	Estimarea regimului de deplasare considerand caracterizarea după F_{nv}
Tabelul 4.3	Valorile calculate ale asietei
Tabelul 5.1	Eșantionarea elementelor de înveliș
Tabelul 5.1	Caracteristicile mecanice ale laminatului folosit la construcția structurii inițiale - epruvete cu grosimea de aproximativ 5 mm
Tabelul 5.2	Caracteristicile mecanice ale laminatului folosit la construcția structurii inițiale - epruvete cu grosimea de aproximativ 9,25 mm
Tabelul 5.3	Ecuțiile de distribuție a presiunii în funcție de abscisa elementului, exemplu pentru $v=6m/s$
Tabelul 5.3	Algoritmii de aplicare a încărcărilor hidrodinamice
Tabelul 5.4	Descrierea stratificației pe fiecare tip de element de înveliș în parte
Tabelul 5.5	Proprietățile mecanice introduse pentru straturile de materiale de armare impregnate cu rășină poliesterică nesaturată
Tabelul 5.6	Calculul proprietăților mecanice efectuat de Femap, exemplificat pentru stratificația suprastructurii:
Tabelul 5.7	Valorile tensiunilor normale din modelul izotrop
Tabelul 5.8	Valorile tensiunilor normale din modelul ortotrop
Tabelul 5.9	Valorile tensiunilor normale din măsurătorile experimentale
Tabelul 5.10	Eroarea tensiunilor normale ale modelului izotrop față de valorile experimentale
Tabelul 5.11	Eroarea tensiunilor normale ale modelului ortotrop față de valorile experimentale
Tabelul 5.11	Diferențele procentuale între tensiunile Von Mises pentru modelul izotrop și cel ortotrop

Tabelul 5.12	Accelerația calculată pentru centrul de greutate a_{cg} și pentru extremitatea prova a_{fp}
Tabelul 5.13	Aria de aplicare a presiunii de impact
Tabelul 5.14	Presiunea de impact calculată pentru viteza de 6 m/s
Tabelul 5.15	Tensiunile Von Mises pentru impactul pe creastă de val
Tabelul 5.16	Tensiunile Von Mises pentru impactul pe gol de val
Tabelul 5.17	Deformatele pentru impactul pe creastă de val
Tabelul 5.18	Deformatele pentru impactul pe gol de val
Tabelul 5.19	Extras din înregistrarea experimentală cu val la 6 m/s
Tabelul 5.20	Valorile tensiunilor normale calculate prin FEM la cazul de impact cu val la 6 m/s
Tabelul 5.21	Proprietățile mecanice ale materialului de miez Coremat
Tabelul 5.22	Proprietățile mecanice ale materialului de miez spumă
Tabelul 5.23	Caracterizarea sumară a două tipuri de procedee de fabricație
Tabelul 5.24	Descrierea stratificației pentru propunerile alternative și caracteristicile mecanice calculate de programul de analiză FEM
Tabelul 5.25	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OC
Tabelul 5.26	Deformatele pentru varianta structurală OC
Tabelul 5.27	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OS
Tabelul 5.28	Deformatele pentru varianta structurală OS
Tabelul 5.29	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OCU
Tabelul 5.30	Deformatele pentru varianta structurală OCU
Tabelul 5.31	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OSU
Tabelul 5.32	Deformatele pentru varianta structurală OSU
Tabelul 5.33	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală C
Tabelul 5.34	Deformatele pentru varianta structurală C
Tabelul 5.35	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală S
Tabelul 5.36	Deformatele pentru varianta structurală S
Tabelul 5.37	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală H1
Tabelul 5.38	Deformatele pentru varianta structurală H1
Tabelul 5.39	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală H2
Tabelul 5.40	Deformatele pentru varianta structurală H2
Tabelul 5.41	Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală H3
Tabelul 5.42	Deformatele pentru varianta structurală H3
Tabelul 5.43	Valoarea maximă a indicilor de cedare
Tabelul 5.44	Masa variantelor structurale analizate
Tabelul 5.45	Ierarhizarea structurilor studiate conform indicelui CL

Lista Figurilor

- Figura 1.1 Fibre
- Figura 1.2 Reprezentarea schematică a polimerilor
- Figura 1.3 Oracle Team SUA, câștigătoarea ediției 2015 a America's Cup
- Figura 1.4 Livrări anuale de materiale de armare în industria de ambarcațiuni
- Figura 1.5 Ambarcațiuni de mari dimensiuni din materiale compozite
- Figura 1.7 Aplicații navale militare din materiale compozite
- Figura 1.8 Două propuneri de secțiuni pentru geometria riserilor folosind e-glass pentru pereții exteriori și întărituri din grafit
- Figura 1.9 Jamba trenului de aterizare al unui avion ultrașor
- Figura 1.10 Proporțiile și zonele în care sunt folosite materialele componente ale unui aparat Boeing 787 Dreamliner
- Figura 1.11 Aeronave de luptă în care se folosesc în diverse proporții materiale compozite
- Figura 1.12 Aparatul de zbor Voyager, construit în sistem sandwich cu fibră de carbon și rășină epoxidică(a, b); Detaliu al unei extremități a aripii deteriorate la decolare (c)
- Figura 1.13 Virgin Atlantic Global Flyer
- Figura 1.14 Aplicații ale materialelor compozite în structuri aerospațiale
- Figura 1.15 Construcții aerospațiale din materiale compozite la Galați
- Figura 1.16 Varietatea de materiale și tehnici folosite la construcția unei pale de generator eolian
- Figura 1.17 Podul pautostrada A27 din Olanda măsoară 140 m deschidere și are tablierul din materiale compozite
- Figura 2.1 Solicitări mecanice
- Figura 2.2 Placă supusă la încovoiere
- Figura 2.3 Element de membrană triunghiular în cordoane de suprafață
- Figura 2.4 Element de placă triunghiulară groasă
- Figura 3.1 Distribuția normală (Gauss) a probabilității de apariție a unor mărimi într-un șir de date experimentale
- Figura 3.2 Planul de forme al ambarcațiunii folosite în cadrul experimentului
- Figura 3.3 Schema de amplasare a dispozitivelor de măsurare
- Figura 3.4 Amplasarea accelerometrului prova
- Figura 3.5 Sursa de alimentare și dispunerea aparatului de măsurare în santina ambarcațiunii
- Figura 3.6 Detalii privind pozițiile de amplasare ale mărcilor tensometrice
- Figura 3.7 Variația liniară a curentului de ieșire în funcție de unghiul de înclinare
- Figura 3.8 Schema de principiu a montajului electronic pentru citirea semnalului înclinometrului cu ajutorul punții Spider8
- Figura 3.9 Montajul electronic pentru citirea valorilor de ieșire din înclinometru cu ajutorul punții tensometrice Spider8
- Figura 3.10 Fixarea accelerometrului și a înclinometrului în santină
- Figura 3.11 Achiziționarea datelor în timpul experimentului

- Figura 3.12 Variația semnalului unei mărci tensometrice și transformata Fourier folosind mediul de programare Python
- Figura 3.13 Variațiile unghiului de asietă măsurat (Experiment) și estimat prin metoda Savitsky
- Figura 3.14 Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a) și perechile de mărci tensometrice 1-2 (b) și 3-8 (c)
- Figura 3.15 Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6a (6m/s) pentru perechile de mărci tensometrice 4-7 (a) și 9-10 (c), precum și marca 5 (b)
- Figura 3.16 Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a), marca 6 (b) și unghiurile de înclinare transversală (Ruliu) și longitudinală (Asietă) (c)
- Figura 3.17 Reprezentarea grafică a datelor filtrate din înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a), perechile de mărci 1-2 (b) și 3-8 (c)
- Figura 3.18 Reprezentarea grafică a datelor filtrate din înregistrarea 6a (6m/s) pentru perechile de mărci tensometrice 4-7 (a) și 9-10 (b), precum și marca 5 (c)
- Figura 3.19 Reprezentarea grafică a datelor filtrate din înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a), marca 6 (b) și unghiurile de înclinare transversală (Ruliu) și longitudinală (Asietă) (c)
- Figura 3.20 Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6c (val) (6m/s) pentru valorile accelerațiilor (a), toate mărcile tensometrice (b) și un extras pentru valorile accelerațiilor în intervalul cuprins între secundele 31,5 și 32,5 ale înregistrării (c)
- Figura 3.21 Reprezentarea grafică a unui extras cuprins între secundele 31,5 și 32,5 din datele brute prelevate la înregistrarea 6c (6m/s) pentru perechea de mărci 1-2 (a), 3-8 (b) și 4-7 (c)
- Figura 3.22 Reprezentarea grafică a unui extras cuprins între secundele 31,5 și 32,5 din datele brute prelevate la înregistrarea 6c (6m/s) pentru mărcile 5 și 6 (a), perechea 9-10 (b) și valorile unghiurilor de asietă și ruluiu (c)
- Figura 3.23 Variațiile tensiunii normale în funcție de viteză pentru perechile de mărci 1-2 și 3-8
- Figura 3.24 Variațiile tensiunii normale în funcție de viteză pentru perechile de mărci 4-7 și 9-10
- Figura 3.25 Variațiile tensiunii normale în funcție de viteză pentru mărcile 5 și 6
- Figura 4.1 Digitalizarea corpului ambarcațiunii
- Figura 4.2. Rafinarea prin subdivizare a celulelor în zonele de interes pentru fenomenele de curgere turbulentă
- Figura 4.3 Reprezentarea grafică a variațiilor asietei
- Figura 4.4 Distribuția de presiuni (stânga), discretizarea și unghiul de asietă pentru fiecare dintre vitezele de deplasare (dreapta).
- Figura 4.5 Divizarea carenei în segmente transversale de 100 mm lățime
- Figura 4.5 Regresia polinomială a presiunii în funcție de coordonata x [m] a punctului în care a fost calculată
- Figura 5.1 Elementele de osatură din componența ambarcațiunii Laguna 565

- Figura 5.2. Turnarea unui stratificat în mai multe etape Se poate observa grosimea glazurii (G) mai mare decât grosimea stratului de rășină (d) aflat între materialele de armare
- Figura 5.3. Eșantionul martor din care au fost prelevate epruvetele
- Figura 5.4. Imagini din timpul încercărilor din laborator și epruvetele după tracționare
- Figura 5.5.a. Graficul alungire/încărcare pentru setul de epruvete cu grosimea de 5 mm
- Figura 5.5.b. Graficul alungire/încărcare pentru setul de epruvete cu grosime de 9,5 mm
- Figura 5.6. Învelișul și structura ambarcațiunii discretizate în programul de analiză structurală FEMAP
- Figura 5.7. Presiunea aplicată pentru cazul de deplasare cu 6 m/s
- Figura 5.8. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M1, M2 și calculată prin MEF (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)
- Figura 5.9. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M3, M8 și calculată prin MEF (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)
- Figura 5.10. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M4, M7 și calculată prin MEF (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)
- Figura 5.11. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M5, M6 și calculată prin MEF (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)
- Figura 5.12. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M9, M10 și calculată prin MEF (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)
- Figura 5.13. Schema validării experimentale la scara 1:1
- Figura 5.14. Tensiuni Von Mises
- Figura 5.15. Tensiuni Von Mises
- Figura 5.16. Tensiuni Von Mises
- Figura 5.17. Deformată pentru perechea de puncte de măsură 1-2 în formularea izotropă și ortotropă (secțiunea $x \cong 4000$ mm)
- Figura 5.18. Deformată pentru perechile de puncte de măsură 3-8, 4-7 și 5 în formularea izotropă și ortotropă (secțiunea $x \cong 2145$ mm)
- Figura 5.19. Deformată pentru perechile de puncte de măsură 9-10 și 6 în formularea izotropă și ortotropă (secțiunea $x \cong 1100$ mm)
- Figura 5.20. Graficul variației presiunii de impact [MPa] în funcție de lungimea ambarcațiunii [m] și ecuația de regresie
- Figura 5.21. Aplicarea presiunilor pentru cazul de impact “creastă de val” la viteza de 6 m/s
- Figura 5.22. Aplicarea presiunilor pentru cazul de impact “gol de val” la viteza de 6 m/s
- Figura 5.23. Variația tensiunilor Von Mises pentru cazurile de impact pe creastă de val (a, b, c) și gol de val (d, e, f) pentru structura inițială
- Figura 5.24. Variația deformatelor pentru cazurile de impact pe creastă de val (a, b, c) și gol de val (d, e, f) pentru structura inițială

- Figura 5.25 Indicele de cedare pentru structura inițială a ambarcațiunii la solicitarea de impact pe creastă de val la 10 m/s
- Figura 5.26 Distribuția deformatelor pe corpul ambarcațiunii în versiunea originală de structură, pentru impactul pe creastă de val la 10 m/s
- Figura 5.27 Distribuția tensiunilor Von Mises pe corpul ambarcațiunii în versiunea originală de structură, la cazul de impact pe creastă de val la 10m/s
- Figura 5.28 Aspectul unui strat de Coremat cu grosimea de 3 mm
- Figura 5.29 Aspectul unui strat de miez de spumă M-55-SCRIM cu grosimea de 10 mm
- Figura 5.30 Structuri sandwich tipice: cu miez din spumă (a) miez cutat sau fagure (b)
- Figura 5.31 Variante constructive pentru structuri casetate din profile extrudate
- Figura 5.32 Fereastra de dialog pentru pentru introducerea stratificației
- Figura 5.33 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală OC
- Figura 5.34 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală OS
- Figura 5.35 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală OCU
- Figura 5.36 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală OSU
- Figura 5.37 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală C
- Figura 5.38 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală S
- Figura 5.39 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală H1
- Figura 5.40 Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală H2
- Figura 5.41. Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală H3
- Figura 5.42 Indicele de cedare Hoffman prezintă valori supraunitare
- Figura 6.1 Direcțiile de îmbunătățire urmărite nu pot fi atinse simultan

Capitolul I Actualitatea și importanța temei

1.1 Obiectivele capitolului

Prezentul capitol reprezintă o sinteză a noțiunilor definitorii despre conceptul de material compozit. De asemenea sunt detaliate o serie de aplicații frecvent întâlnite ale acestei clase de materiale, din ce în ce mai des utilizate ca înlocuitor al materialelor tradiționale folosite la structuri de rezistență în diverse domenii.

În acest context se va prezenta stadiul actual al cunoașterii în domeniul analizei acestei clase de materiale, din punct de vedere al solicitărilor care apar la utilizarea în domeniul construcției de ambarcațiuni. Sunt prezentate lucrările importante care au contribuit la descoperirea prin metode numerice și experimentale a unor soluții de calcul a materialelor compozite.

Dezvoltarea lucrării se va realiza pe trei direcții:

1. Determinarea numerică și experimentală a încărcărilor induse de forțele hidrodinamice și hidrostatice pe învelișul unei ambarcațiuni în condiții reale de utilizare.
2. Determinarea numerică și experimentală a comportării structurii ambarcațiunii la aceste solicitări.
3. Modificarea structurii de rezistență a ambarcațiunii în vederea obținerii unei structuri mai robuste cu un consum minim de material.

1.2 Definirea conceptului de material compozit

1.2.1 Introducere, considerații de ordin general

Proiectanții structurilor moderne caută soluții pentru reducerea masei acestora prin folosirea de materiale noi. O soluție general valabilă este cea a utilizării materialelor compozite. Materialele clasice, monocomponente, sunt înlocuite din ce în ce mai mult în ultimii ani cu materiale obținute din combinarea a două sau mai multe materiale naturale sau sintetice, în scopul obținerii de proprietăți mai bune pentru scopul propus.

În literatura tehnică se regăsesc foarte multe definiții pentru materialele compozite, însă toate converg spre o noțiune comună: *materialale compozite sunt materialele obținute prin combinarea la scară microscopică a două sau mai multe materiale diferite prin compoziție sau formă, pentru formarea unui nou material, în care deficiențele unui component sunt compensate de avantaje celuilalt component. Constituenții își păstrează identitățile în compozit, prin faptul că nu se dizolvă sau amestecă complet unul cu celălalt deși acționează împreună. În mod normal, componentele pot fi identificate fizic și prezintă o interfață vizibilă cu ochiul liber, care le separă unul de celălalt* [1].

Diferite materiale pot fi combinate și la scară microscopică, cum ar fi de exemplu în aliajele metalice, însă materialul rezultat este omogen macroscopic, componentele nefiind diferențiable cu ochiul liber, aceste materiale nefiind considerate materiale compozite. Pentru a separa materialele compozite de restul materialelor obținute prin combinarea a două sau mai multe materiale, trebuie menționat faptul că în materialul compozit finit, obținut după combinare, materialele constituente se regăsesc distinct, putând fi diferențiate fizic și separabile mecanic [2].

În cele mai multe cazuri, în materialul compozit se disting două componente, care poartă denumirea de faze: unul din materiale se numește matrice și este definit ca formând faza continuă. Ranforsarea este al doilea element constitutiv al materialului compozit și mai este regăsit sub denumirea de armătură. El completează matricea pentru a-i îmbunătăți proprietățile. Ranforsarea reprezintă faza discontinuă, distribuită uniform în întregul volum al matricei [3]. Rolurile fiecăruia dintre elementele constituente sunt evidențiate în Tabelul 1.1 [1].

Tabelul 1.1. Rolurile fazelor care alcătuiesc materialul compozit [1]

Matrice	Armătură
<ul style="list-style-type: none"> • Conferă formă piesei din material compozit • Constituie suportul materialului de armare • Protejează armătura de acțiunea factorilor externi • Transferă eforturile către armătură • Contribuie la proprietățile care depind atât de armătură cât și de matrice, cum ar fi rezistența mecanică, fragilitatea, plasticitatea, rigiditatea • Redistribuie sarcinile atunci când unele elemente ale armăturii cedează 	<ul style="list-style-type: none"> • Conferă materialului rezistență și rigiditate • Are un rol dominant în alte proprietăți cum ar fi coeficientul de dilatare și de transfer termic • Îmbunătățește calități ale matricei precum rigiditatea sau elasticitatea, rezistența la tracțiune, compresiune, încovoiere, uzură, oboseală, diverse alte proprietăți fizice sau chimice • Preia în cea mai mare măsură eforturile exterioare, de aceea forma și orientarea armăturii în compozit trebuie aleasă astfel încât să fie optimă solicitărilor la care urmează să fie supus compozitul

Avantajul materialelor compozite constă în faptul că dacă sunt corect concepute și puse în operă, de obicei prezintă cele mai bune calități ale constituenților și de cele mai multe ori calități pe care nici unul dintre constituenți nu le prezintă în mod independent.

În literatura de specialitate pe baza diverselor teste de laborator sunt puse în evidență numeroase proprietăți fizice, electrice, magnetice, optice, chimice, tehnice, estetice și de prelucrabilitate ale materialelor compozite utilizate în mod frecvent; putem astfel determina utilizarea unuia sau a altuia, sau combinații între mai multe tipuri de materiale, alegând în funcție de domeniul de utilizare anumite caracteristici urmărite.

Conform încadrării de mai sus, noțiunea de “material compozit” definește o clasă vastă de produse alcătuită din materiale de natură diferită. Posibilitățile de a combina minim două materiale diferite în scopul de a obține un material nou, care să prezinte anumite caracteristici îmbunătățite într-o anumită direcție urmărită de proiectant, sunt practic infinite.

Trebuie menționat totodată și faptul că pe lângă avantaje, materialele compozite prezintă și o serie de dezavantaje. În Tabelul 2 sunt descrise o parte dintre acestea; considerațiile sunt de ordin general, dat fiind faptul că materialele compozite pot fi alcătuite din mai multe combinații de materiale, așa cum vor fi descrise în cursul acestui capitol. Pentru fiecare aplicație în parte, avantajele și dezavantajele ar trebui cântărite cu atenție astfel încât materialul ales să confere cele mai bune proprietăți urmărite în respectiva aplicație.

Tabelul 1.2. Avantajele și dezavantajele materialelor compozite [6], [7]

Avantaje	Dezavantaje
<ul style="list-style-type: none"> • Greutate redusă • Rigiditate specifică mare • Rezistență specifică mare • Anizotropie - caracteristici diferite în funcție de direcția de orientare • Formabilitate deosebită în geometrii complexe • Cumularea mai multor componente într-un singur element, reducând astfel costul ansamblului • Ușor de îmbinat prin lipire • Bună amortizare • Bună rezistență la șocuri • Capacitate de stocare și eliberare a energiei interne • Coeficient mic de dilatare • Conductivitate electrică redusă • Invizibile pentru sistemele radar (STEALTH) • Conductivitate termică și electrică (doar pentru fibră de carbon) 	<ul style="list-style-type: none"> • Costul materiilor prime • Lipsa unor reguli de proiectare demonstrate universal valabile • Folosirea aceluiași proiect pentru metal și compozit este rareori posibilă • Timpuri îndelungați de dezvoltare • Dificultăți de punere în operă (lucru manual, lent, probleme de mediu, repetabilitate redusă) • Organe de asamblare specifice • Ductilitate redusă (îmbinările sunt adeseori ineficiente și concentrează tensiuni mai mari decât în cazul metalelor) • Susceptibile la atacul solvenților • Limite termice de operare • Susceptibile la defecte • Defecte ascunse • Uneori este necesară ecranarea electromagnetică

În natură putem regăsi materiale pe care le putem încadra în categoria materialelor compozite. Cel mai comun exemplu poate fi lemnul, în care se regăsesc două elemente distincte: fibrele de celuloză ca material de armare și lignina ca matrice de legătură.

Materialele compozite produse de om au un lung istoric, primele utilizări neputând fi determinate cu exactitate în timp. De exemplu, cărămizile din lut amestecat cu paie, rezultând chirpiciul, au fost folosite la construcții din cele mai vechi timpuri. Placajul a fost folosit de vechii egipteni când au descoperit că lemnul poate fi rearanjat astfel încât să se obțină o durabilitate mai mare și deformări mai reduse cauzate de absorbția de apă.

De factură relativ recentă, materialele compozite fibroase au început să fie folosite în mod

intensiv în ultimele decade în special pentru ușurarea structurilor folosite în domenii cum ar fi construcțiile aerospațiale, industria constructoare de automobile și domeniul naval. Totodată, datorită prelucrabilității în forme complexe, aplicațiile în care sunt folosite materialele compozite sub forma unui simplu înveliș cu rol de structură spațială autoportantă devin din ce în ce mai des folosite în aplicații civile și industriale.

1.2.2 Clasificarea și caracteristicile materialelor compozite

Datorită diversității materialelor compozite apărute în ultimii ani, clasificarea lor riguroasă devine o sarcină complexă, astfel încât nu poate fi tratată dintr-un singur punct de vedere. Împărțirea lor în categorii trebuie să aibă în vedere mai multe criterii, așadar putem spune că se face o clasificare în funcție de tipul materialului de armare, de natura matricei, de topologia fazei discontinue (a armăturii), de numărul fazelor continue (a matricei de legătură), de numărul materialelor de armare, de procedeul de obținere, de constituenți și de modul de conlucrare între constituenți.

Este evident că toate aceste categorii se completează reciproc sau se suprapun în mai multe situații.

1.3 Aplicații ale materialelor compozite

În momentul de față, aplicațiile industriale ale materialelor compozite sunt atât de variate încât este imposibil să poată fi enumerate în totalitate. În acest capitol, vor fi evidențiate doar câteva dintre domeniile în care materialele compozite sunt folosite în mod frecvent ca element structural: industria navală, industria aero-spațială, industria constructoare de autovehicule și infrastructura. Matricile compozite polimerice armate cu fibre mai sunt folosite și în electronică (de exemplu plăcile de circuite integrate), construcții civile și industriale (planșee și grinzi), mobilier urban, în industria energetică (carcasele transformatoarelor), industria petrolieră (multiple aplicații în amenajările platformelor de foraj, riseri), industria medicală (plăci de fixare pentru fracturi osoase, implanturi și proteze), precum și în multiple alte aplicații industriale cum ar fi platforme de lucru la înălțime izolate electric, tancuri de stocare pentru substanțe corozive sau elemente de transmisie a mișcării (arbori, fulii). Potențialul de utilizare a materialelor compozite este foarte vast în toate domeniile ingineresti, însă aplicarea în practică a acestor idei presupune o abordare meticuloasă și precaută, experiență în proiectarea componentelor din materiale compozite și mai ales o dezvoltare a produsului bazată pe înțelegerea proprietăților mecanice, fizice și termice unice pe care le posedă această grupă de materiale aparte.

1.3.1 Aplicații în domeniul naval

Originile compozitelor folosite ca material de construcție pentru domeniul naval datează din timpul celui de-al doilea război mondial. Marina militară americană a lansat atunci o clasă de ambarcațiuni transportoare de trupe, având rol de desant, cu lungimea de 8,5 metri, bazându-se pe potențialul materialului de a reduce întreținerea și costurile de producție.

În anii 1960, producția de ambarcațiuni din poliesteri armați cu fibră de sticlă a proliferat, datorită în special unui surplus de materiale sintetice dezvoltate în perioada celui de-al doilea război mondial; odată cu ea și numărul de proprietari de ambarcațiuni a cunoscut o creștere simțitoare. Apetitul cumpărătorilor pentru ambarcațiuni relativ ieftine care nu solicitau aproape nici o întreținere a determinat lansarea acestei noi clase de ambarcațiuni în toată lumea.

Aplicații în domeniul ambarcaunilor sportive, de agrement și ambarcaunilor de serviciu. Poliesterii armați cu fibră de sticlă au fost utilizați în diverse tipuri de ambarcațiuni (yacht-uri, veliere mici, bărci de pescuit, bărci mici de serviciu pentru nave, bărci de salvare) încă de la introducerea materialului în circuitul comercial în anii 1940. În prezent, aproape 90 % din totalul bărcilor de agrement sunt construite fie din rășină poliestică armată cu fibră de sticlă, fie din rășini vinilesterice armate cu fibră de sticlă, folosite pentru construcția corpului, punții, diferitelor aplicații structurale sau elementelor de compartimentare interioară. Procedeul de fabricație folosit în marea majoritate a aplicațiilor este formarea manuală în matrițe deschise,

care, deși este un procedeu laborios ce implică multă manoperă în condiții dificile de lucru, prezintă un avantaj major prin faptul că matrițele folosite în producție sunt ieftine și astfel accesibile mai multor producători de astfel de ambarcațiuni.

Utilizarea materialelor compozite în domeniul naval în România este încă la destul de slab dezvoltată. Două dintre cele mai mari nave din materiale compozite construite recent la noi în țară sunt o navă de transport fluvial de pasageri cu lungimea de 12 m proiectată de *Ship Design Group* și construită de *Spat Galați*, și o navă de transport fluvial de mărfuri generale cu lungimea de 17 m și capacitatea de 30 tone, construită și proiectată de *Plasma Galați*, prezentată în Figura 1.5. a).



a). Crișul Alb - PLASMA Galați



b). Oracle Team US - catamaran pe aripi portante

Figura 1.5. Ambarcațiuni de mari dimensiuni din materiale compozite

Aplicații în domeniul marinei militare

Nave militare de suprafață. Utilizarea compozitelor în structurile marinei militare a început așa cum a fost menționat anterior la sfârșitul anilor 1940 și a avut o creștere constantă de atunci. Informațiile care sunt disponibile public includ doar elementele declasificate din proiectele de cercetare și dezvoltare, de multe ori acestea fiind publicate la peste 15 ani de la momentul construcției. Este evident că industria de apărare a fost în permanentă vârf de lance al cercetării în cele mai multe domenii, așadar cel al materialelor în general și cel al materialelor compozite în particular nu fac excepție.

În domeniul naval militar, materialele compozite sunt utilizate la corp, punți, pereți etanși, catarge, arbori de propulsie, cârme și alte elemente instalate pe căutătoarele de mine, fregate, distrugătoare, corvete și portavioane. O utilizare extinsă a materialelor compozite se poate vedea la corvetele clasei Visby aparținând marinei regale suedeze măsurând 72 de metri lungime și 10,4 metri lățime (Figura 1.7). Această navă este cea mai mare navă militară construită din materiale compozite (fibra de carbon în structura sandwich cu matrice din rășină vinilesterică). În cazul în care Visby ar fi fost construită din materiale tradiționale metalice, masa totală ar fi fost aproape dublă (1200 tone), ceea ce face că materialul compozit să fie responsabil în mare parte de performanțele de care este capabilă corveta.



Figura 1.7. Corvetă suedeză din clasa Visby

Submarine militare. Și în ceea ce privește construcțiile submarine, aplicațiile sunt multiple, plecând de la carenajele periscopeelor și până la domurile capsulelor de lansare ale rachetelor de pe submersibilele de luptă. Putem adăuga aparatele fără pilot, ale căror structura și elemente

de flotabilitate sunt construite din materiale compozite: pereții groși ai celulelor rezistente la presiune înaltă sunt construiți din materiale compozite fibroase, iar elementele de flotabilitate sunt făcute din spumă sintactică.

Geamanduri de navigație. Geamandurile de navigație din materiale compozite sunt mai ușoare și astfel se reduc deteriorările în cazul coliziunilor cu nave. Sunt de obicei construite din materiale compozite cu matrice polimerică cum ar fi: spume de polietilene, elastomeri poliuretani și mase plastice armate cu fibre de sticlă.

Echipamente pentru foraj marin. Materialele compozite se bucură de o largă utilizare în construcția unor subansamble ale echipamentelor de foraj marin, înlocuind oțelurile aliate în special datorită greutateii specifice reduse, a proprietăților mecanice adecvate mediului de activitate și a rezistenței la coroziunea apei sărate.

Construcția suprastructurilor de nave. La navele de mari dimensiuni, materialele compozite și-au găsit utilizarea în construcția suprastructurilor sau a diferitelor componente modularizate. De exemplu la nava de croazieră transatlantică "**Queen Mary 2**" s-au folosit materiale compozite la construcția a peste 800 de pereți de compartimentare și uși. O mare parte din documentația de proiectare a acestei nave a fost realizată la ICEPRONAV Galați [6].

1.3.2 Aplicații în industria aero-spațială

Aviația civilă. Materialele compozite folosite regăsite în industria aeronautică sunt armate cu fibre sau filamente într-o matrice polimerică. Cele mai obișnuite fibre utilizate sunt cele de carbon, kevlar sau sticlă, precum și combinații între acestea, împreună cu matrici polimerice din rășini epoxidice datorită rezistenței lor la temperaturi de 120° - 175° C, frecvent întâlnite în acest tip de aplicații precum și rezistenței mecanice bune a acestui tip de matrici. Materialele compozite sunt folosite în construcția diferitelor părți componente ale aeronavelor: aripi fixe sau cu geometrie variabilă, trenuri de aterizare, ampenaje verticale sau orizontale, fuselaje, amenajări interioare ale cabinelor de pasageri, carenajele motoarelor sau suprafețe de control.

Aviația militară. Utilizarea materialelor compozite pe scară largă a debutat în aviația militară la construcția elicopterelor. Primele utilizări le regăsim în Franța la modelul Sa341 Gazelle în 1971 și la modelul Bo105 în RFG, ambele fiind primele elicoptere care au avut palele rotorului principal din fibră de sticlă, cu rezultate deosebite în ceea ce privește performanța, durabilitatea, siguranța, eficiența și durata de exploatare a acestuia. În cazul profilelor aerodinamice lungi și înguste anizotropia rezistenței la tracțiune a materialului permite o modelare a geometriei astfel încât să se poată obține performanțe mult îmbunătățite față de un material izotrop. În același timp, structurile în sistem sandwich permit obținerea echilibrului masic între bordul de atac și bordul de fugă în construcția palelor rotorului. Caracteristicile de rezistență la oboseală ale palelor din materiale compozite sunt considerabil mai bune decât cele ale palelor din aluminiu: în timp ce aluminiul cedează la aproximativ 40.000 de cicluri, palele din material compozit depășesc 500.000 de cicluri fără a prezenta deteriorări cauzate de vibrații.

Aviația experimentală. Una dintre primele mediatizări și probabil cea mai spectaculoasă privind utilizarea materialelor compozite în aviația experimentală a avut loc odată cu zborul aparatului **VOYAGER** în 1986. Conceput de Burt Rutan aparatul a fost construit în proporție de 90 % din materiale compozite: fibră de carbon cu rășină epoxidică în structură sandwich. Raportul între masa proprie și rezistența mecanică a acestui material a permis aparatului să transporte suficient combustibil pentru a-i permite să își atingă scopul de a face un zbor circumterestru fără oprire și fără realimentare.

Aplicații în sisteme aerospațiale. Utilizarea materialelor compozite în structuri ale vehiculelor spațiale a rezultat ca urmare a utilizării lor cu succes în tehnologia rachetelor militare cu rază medie și lungă de acțiune. Prima aplicație a materialelor compozite în tehnica rachetelor a fost reprezentată de construcția carcasei motorului treptei finale de propulsie a rachetelor Vanguard, care a fost folosită în explorările spațiale.

În România, în 2007, în cadrul unui proiect de cercetare care a avut suportul Agenției Spațiale Române (ROSA) a fost construită o rachetă în două trepte din rășină epoxidică armată cu fibră de carbon. Construcția corpului și a stabilizatoarelor a avut loc la firma **PLASMA Galați**, autorul acestei teze fiind cel care a construit aceste elemente. Împreună cu aceiași parteneri au fost confecționate și o serie de aparate de zbor autonome UAV (din engleza - *Unmanned Air*

Vehicle - vehicule aeriene fără pilot) în sistem sandwich cu fibră de sticlă și rășină epoxidică pe miez din polistiren extrudat profilat la un aparat de frezare cu comandă numerică

1.2.3 Aplicații în domeniul construcțiilor civile

Transportul public de persoane. În Japonia și în Franța sunt în serviciu trenuri de mare viteză care obțin performanțele respective în parte și datorită reducerilor de greutate, unde materialele compozite au un rol semnificativ. Panourile folosite sunt în sistem sandwich cu miez de tip fagure pentru că rezistă foarte bine la încărcările necoplanare. Învelișurile sunt de obicei din fibră de sticlă în matrice fenolică sau melaminică.

Sisteme de siguranță. Structurile tip fagure absorb o cantitate mare de energie cinetică fără a o întoarce înapoi în mediul din care provine, fiind utile în amortizarea obiectelor parașutate, izolarea traseelor de conducte supraterane în timpul seismelor și protejarea pasagerilor vehiculelor care se deplasează pe autostrăzi. Un exemplu de astfel de sistem de protecție este implementat în California, SUA: un sistem fagure este instalat pe vehiculele care efectuează operațiuni de întreținere și reparații la autostrăzi, astfel încât în cazul unei coliziuni, după trecerea de un prag inițial de efort (care poate fi eliminat prin pretensionarea structurii), modulul de amortizare tip fagure absoarbe energia de impact printr-o deformare controlată, aproape liniară, până când aceasta este complet eliminată, fără a respinge vehiculele înapoi în trafic sau în echipa care desfășoară activități de întreținere.

Transport de marfă. În 1992 compania americană Stoughton Composites a prezentat un container refrigerat care era cu 480 kg mai ușor decât versiunile echivalente din aluminiu și avea un coeficient de transfer termic mai mic cu 25 %. În urma colaborărilor cu firme de transport oceanic, a fost conceput un container standardizat de 40 de picioare. Containerele sunt confecționate din panouri sandwich obținute prin extrudare, au o greutate de 2650 kg față de 3900 kg în varianta clasică din metal și prezintă o serie de avantaje față de containerele clasice: absența coroziunii și a necesității revopsirii, reparații prin lipire în locul reparațiilor sudate sau nituite, panouri de podea din material compozit față de podele din lemn care altfel era predispus la îmbibarea cu apă, durată de viață estimată de 15 ani față de 8-10 ani [14].

Surse de energie regenerabilă. Cu siguranță generatoarele eoliene nu mai sunt un element de noutate pentru nimeni, parcurile de turbine energetice din toată lumea au creșterea cea mai mare dintre toate sursele de energie regenerabilă. Palele rotorului, carenajul butucului rotorului, carcasa reductorului și a dinamului și uneori chiar și turnul pe care sunt amplasate turbinele sunt fabricate din materiale compozite, folosind diferite metode de obținere a compozitului [16].

Elemente de infrastructură. Cel mai lung pod din lume construit în sistem hibrid cu structură metalică și tablier din materiale compozite este un pod instalat peste autostrada A27 din Olanda și are o deschidere de 140 de metri (Figura 1.17). Acesta a fost instalat în martie 2012, într-un interval record de numai 48 de ore, în special datorită faptului că eliminând tablierul din oțel sau beton podul a fost suficient de ușor pentru a putea fi adus la locul de montare întreg și instalat dintr-o singură bucată. Alegerea unei soluții ușoare a mai fost dictată și de specificul solului la locul de amplasare, susceptibil de tasare sub încărcări mari. Varianta aleasă de firma Heijmans, care a câștigat contractul de construcție, a fost să colaboreze cu FiberCore Europe, o companie specializată în soluții din materiale compozite pentru poduri, având peste 100 de astfel de poduri instalate în Europa de Vest, SUA și China [18].



Figura 1.17. Podul peste autostrada A27 din Olanda măsoară 140 m deschidere

Industria producătoare de autovehicule. În construcția automobilelor și motoarelor moderne, reducerea greutateii, a consumului de carburanți și creșterea siguranței pasagerilor sunt obiective importante care se pot atinge doar prin creșterea proporției componentelor fabricate din materiale compozite. În domeniul transportului rutier, materialele compozite se folosesc în special datorită greutateii specifice reduse, rezistenței ridicate la oxidare și coroziune, în procente care reprezintă creșteri anuale de 5-10 % în detrimentul metalelor.

1.4 Stadiul actual al cercetării

Una dintre provocările principale ale inginerilor care proiectează ambarcațiuni de mare viteză este evaluarea încărcărilor hidrodinamice pe carena ambarcațiunii în timpul deplasării acesteia în regim de glisare. Proiectarea folosind regulile societăților de clasificare, în afara faptului ca prezintă un grad ridicat de siguranță, nu întotdeauna are ca rezultat și un raport optim între rezistența structurii și masa acesteia.

Una din problemele cele mai importante și care este puțin studiată și pusă în evidență este reprezentată de interacțiunea între fluid și structura ambarcațiunii în timpul glisării. Această problemă prezintă un mare grad de complexitate, datorat în mare măsură și faptului că experimentele la natură sunt destul de dificil de abordat.

Primul studiu asupra presiunilor induse pe un corp supus impactului cu apa a fost scris de Th. Von Karman în 1929 [25]. Acesta a propus o metodă teoretică de evaluare a presiunilor pe baza teoriei conservării impulsului și a ipotezei maselor adiționale, considerând secțiuni 2D ale unui flotor de hidroavion care la amerizare intră în contact cu apa. Autorul a dezvoltat o serie de formule simple de estimare a acestor presiuni. Această abordare relativ simplă a fost mai apoi continuată de Wagner (1932) [26], Payne (1988) [27], Korobkin și Pokhnachov (1988) [28] care au luat în considerare și efectul formării pânzei de stropi de apă și efectul presiunii pe diferite lățimi ale ariei udate în cazul mai multor secțiuni 2D ale unor flotoare. Savitsky et al. (1964) [29] publică în jurnalul științific *Marine Technology* o metodă empirică de calcul a forțelor de sustentare, poziției navei și rezistenței la înaintare pentru un corp glisor, folosind un număr relativ mic de factori dimensionali ai geometriei corpului. Datorită faptului că metoda de calcul nu este foarte laborioasă iar rezultatele obținute sunt în foarte mare măsură conforme cu realitatea, metoda este cea mai rapidă cale de a estima performanțele și atitudinea unei carene glisoare, folosind doar componentele rezistenței de presiune și ale rezistenței vâscoase. Într-o îmbunătățire a metodei inițiale de calcul, în 2007 Savitsky [30] prezintă influența perdelelor de stropi formate la linia de desprindere a curgerii asupra rezistenței la înaintare și a asietei și propune o serie de recomandări de formă și amplasare a redanelor de gurnă care pot reduce semnificativ efectul perdelei de stropi asupra rezistenței la înaintare. De asemenea, metoda revizuită ia în considerare și calculul rezistenței aerodinamice a operei moarte la rezistența totală a corpului.

Dobrovolskaya (1969) [31] a dezvoltat prima metodă de evaluare analitică a presiunilor pe o prismă triunghiulară, însă întrucât aceasta necesită metode numerice complexe, avea o serie de limitări. După 1990, cercetarea progresează în mod constant în găsirea unor soluții simple și practice de estimare a presiunilor hidrodinamice și aceste metode își regăsesc utilitatea în proiectarea vehiculelor marine. Spre exemplu, Zhao și Faltinsen (1993, 1996) [32], [33], alături de Mei et al. (1999) [34] propun o metodă liniară de estimare a suprafeței libere pentru geometrii 2D. Alături de aceste metode teoretice și numerice se regăsesc și validări experimentale ale unor probleme similare, cum ar fi Bisplinghoff și Doherty (1952) [35], Chuang (1967, 1970 și 1973), [36], [37], [38], Ochi și Bonilla (1970) [39] sau Greenhow și Lin (1983) [40] care au desfășurat experimente pe corpuri rigide considerând variații ale diverșilor parametri precum unghiul de înclinare al fundului, masă, viteză de impact; aceste studii au încercat de asemenea să îmbunătățească metodele numerice anterioare.

În scopul validării unei metode de calcul teoretic și analitic a fost abordată problema distribuției de presiuni pe un corp cu o formă relativ simplă, care a constituit un punct de plecare. Lin și Ho (1994) [41] au studiat experimental impactul unui corp prismatic rigid modelat în forma zonei cilindrice a unei ambarcațiuni glisoare. În cadrul acestui studiu au fost urmărite corelările

analizei numerice cu rezultatele experimentale pentru diferite înălțimi de la care a fost lăsat să cadă modelul. Zhao (1997) [42] propune două metode teoretice de estimare a încărcărilor din impactul cu apa. Una dintre aceste metode se baza pe abordarea Wagner (1932) [26], fără a lua în considerare separarea curgerilor, pe când a doua a fost o metodă numerică complet neliniară, care lua în considerare separarea curgerii. Cele două metode descrise anterior au fost validate prin compararea cu datele experimentale din testele de cădere liberă a corpurilor prismatice. Ming și Li (1997) [43] au prezentat distribuția de presiuni la impactul cu apa al unei carene cu secțiune rotundă, obținute în urma unei serii de experimente. Aceste eforturi au fost continuate de Engle și Lewis (2003) [44] prin compararea presiunii maxime rezultate în simulări numerice și experimentale în cazul impactului cu apa a unei prisme simetrice, la diferite viteze inițiale la contactul cu apa. Aceste studii au ajustat plajele de validare și acuratețe ale diferitelor metode numerice existente și studiate. Faltinsen (2004) [45] a investigat o serie de aspecte practice ale problemei impactului cu apa, cum ar fi îmbarcarea de apă pe punte, impactul cu apa al punții de legătură în cazul navelor multicorp, impactul lichidelor transportate cu pereții tancurilor de marfă (sloshing), etc. În același timp, Wu (2004) [46] a desfășurat o serie de experimente de impact cu apa ale unor corpuri prismatice cu unghiuri ale fundului cuprinse între 20 și 45 de grade, comparând rezultatele cu simulări numerice care au folosit o metodă complexă bazată pe soluții analitice și pe metoda elementului de frontieră. Yettou et al. (2005) [47] au desfășurat un studiu pe o serie variată de prisme luând în considerare mase diferite și înălțimi diferite de la care acestea au fost lăstate în cădere liberă. Experimentul a demonstrat ca unghiul de la vârful prismelor are efectul cel mai semnificativ asupra presiunii măsurate la impactul cu apa, mai apoi fiind înregistrate efectele masei și ale înălțimii de cădere. Acest studiu a propus o combinație a metodelor Zhao (1997) [42], și Mei (1999) [34] pentru a găsi o soluție analitică de estimare a presiunii maxime la impactul cu apa la viteză variabilă, însă metoda propusă nu fost explicată în detaliu. Sayeed et al. (2010) [48] a analizat numeric forțele de impact pe o prismă triunghiulară cu un unghi al panourilor de fund de 10 grade arătând o corelare cu datele experimentale prelevate de Chuang (1973) [38]. Testul de cădere liberă a fost folosit și de Peng et al. (2011) [49] pentru a arăta încărcările din impactul cu apa al navelor multicorp. Cercetarea a căutat să arate distribuția încărcărilor pe suprafața corpului și dependența acestora de viteza de impact. O altă cercetare experimentală importantă a fost făcută de Huarte et al. (2011) [50] pe o placă plană supusă la impactul cu apa, evidențiind apariția unor intruziuni de aer cu efect asupra presiunilor exercitate pe placă.

Kwon et al. (2013) [51] a prezentat rezultatele experimentale și numerice într-un studiu asupra încărcărilor provenite din impactul cu apa și a demonstrat că aceste date pot fi utilizate la analiza acestui fenomen cu o foarte bună exactitate.

Garme et al. (2003) [52], Rosen et al. (2005) [53] publică o serie de măsurători experimentale la scară reală pentru o navă care se deplasează în regim de glisare în Marea Baltică în condiții de vreme rea. Nava era echipată cu 50 de mărci tensometrice pentru analiza încărcărilor locale, un senzor de înclinare cu 3 grade de libertate precum și o serie de accelerometre. Experimentul a inclus mai multe direcții de deplasare în raport cu valurile, mai multe viteze de deplasare și mai multe stări ale mării pentru a verifica dacă nava respectivă poate fi operată în acele condiții fără a atinge limitele maxime admise ale solicitărilor structurale induse în corp de impactul cu apa. Aceste experimente au avut ca rezultat elaborarea unei metode de evaluare a încărcărilor hidrodinamice. Într-un nou studiu experimental la scară reală Rosen (2007) [54] verifică și rafinează metoda prin măsurarea accelerațiilor și a presiunilor pe câteva panouri de fund în condiții de mare reală având instrumentele instalate pe corveta Visby prezentată anterior în Figura 1.10b. Rezultatele au arătat că încărcările propuse prin formule empirice de către registrul naval folosit (DNV) au subestimat valorile presiunilor măsurate în experiment, deși starea mării în timpul măsurătorilor a fost mai blândă decât cea considerată în proiectarea inițială.

Subramanian et al. (2007) [55] desfășoară un experiment numeric CFD care studiază influența semitunelurilor care adăpostesc propulsoarele din punctul de vedere al rezistenței la înaintare și al distribuției presiunilor pe fundul unei ambarcațiuni glisoare. Studiul este interesant pentru că este una dintre primele evaluări numerice care urmărește fenomenele locale care apar în zonele concave ale panourilor de fund, precum și influența globală pe care acestea o au

asupra asietei ambarcațiunii și a rezistenței la înaintare a acesteia. Rezultatele experimentului numeric sunt validate de un experiment la scară în bazin.

Judge (2013) [56] prezintă un studiu comparativ între rezultatele numerice și cele experimentale ale forțelor portante și momentelor de stabilizare dinamică pentru o carenă de ambarcațiune aflată în regim de glisare. În acest studiu se arată că ecuațiile empirice propuse de Savitski (1964) [29] calculează cu precizie rezonabilă forțele de susținere care apar în diferite cazuri de înclinare transversală a corpului, în aceeași măsură cu o metodă care combină presiunea hidrostatică bazată pe volumul imers al carenei considerând suprafața liberă ca fiind plană și presiunea dinamică conform metodei Wagner (1932) [26].

Santoro et al. (2014) [57] publică un studiu care urmărește măsurarea experimentală a presiunilor de impact pe un model la scară al unui corp de navă glisare, folosind o rețea de 9 puncte de măsurare pentru patru viteze de deplasare și 2 cazuri de val regulat. Rezultatele prezentate în domeniul de timp și în domeniul de frecvență arată distribuția de presiuni pe panourile de fund, rezultatele fiind asemănătoare cu cele estimate de metoda Zhao (1997) [42].

Razola et al. (2014) [58] analizează comparativ calculul presiunilor și al accelerațiilor de impact prin metodele empirice Allen & Jones (1977, 1978) [59], [60] cu metode numerice și experimentale moderne, arătând că valorile medii ale accelerațiilor sunt subestimate semnificativ, pe când presiunile de calcul sunt pe de o parte supraestimate datorită metodei folosite pentru medierea izobarică iar pe de altă parte subestimate din punct de vedere al încărcărilor structurale dezvoltate datorită modelului de echivalare a forțelor rezultate din distribuția presiunii de impact.

Fu (2014) [61] compară două programe de simulare hidrodinamică numerică: *CFDShip-Iowa* și *Numerical Flow Analysis* cu rezultatele experimentale obținute de Judge și Ikeda (2014) [62]. Condițiile experimentelor au inclus diferite viteze de deplasare a navei în apă calmă precum și două cazuri de simulare în condiții de val regulat și de val neregulat. Concluziile studiului arată o bună corelare între simularea numerică și experiment, cu o ușoară subestimare a unghiului de înclinare longitudinală pentru $Fr > 0.6$ și o supraestimare a rezistenței la înaintare pentru $Fr > 0.9$, pentru ambele programe folosite în studiu.

Volpi et al. (2015, 2016) [63], [64] publică două studii comparative între o simulare numerică de înaltă fidelitate și un experiment la scară reală desfășurat pe un corp de ambarcațiune glisare construită din materiale compozite, echipat cu mărci tensometrice și accelerometre. Încărcările hidrodinamice rezultate din simularea numerică CFD sunt aplicate pe un model structural analizat prin metoda elementului finit (FEM) pentru a compara deformările rezultate. Metoda aplicată demonstrează o bună indicare a locației în care se va înregistra amplitudinea maximă a deformării, însă variațiile de acesteia înregistrează erori între 30 și 50 %.

Determinarea presiunii hidrodinamice maxime și a presiunii datorate impactului cu apa ale diferitelor forme studiate sunt folosite pentru a dimensiona corect structurile corpurilor proiectate să se deplaseze cu viteze mari în regim de glisare și susceptibile de a fi supuse la diferite situații de impact cu apa.

1.5 Concluzii

1.5.1 Justificarea alegerii temei

Pentru a nu divaga în domenii în care interesul pentru aspectul structural al materialelor compozite nu este foarte important ci mai ales aspectul estetic, sunt foarte multe exemple de aplicații ale materialelor compozite care lipsesc din descrierea domeniilor de aplicare ale acestor materiale versatile. Este practic imposibil ca în cadrul unei lucrări de sinteză generală să cuprindem absolut toate aplicațiile, întrucât undeva, în lume, un nou produs este fabricat dintr-un material compozit în fiecare zi.

În practica de zi cu zi, inginerului proiectant i se pune în permanență problema alegerii materialului, formei și dimensiunilor unor corpuri, astfel încât acestea să nu atingă stadiul de cedare sau modificare excesivă a geometriei lor inițiale, să prezinte siguranță în raport cu pragul de apariție a acestor fenomene în decursul exploatarei și, în același timp, să satisfacă aceste cerințe în mod cât mai economic [65].

În toate exemplele descrise materialele compozite au preluat rolul pe care îl dețineau

materialele clasice, în special metale sau aliaje din metale. Substituția aceasta a fost dictată de aspecte ce țin de evoluția spre un produs modern, în care durata de exploatare și siguranța cresc, nevoia de întreținere periodică se reduce și economia resurselor în timpul producției și în exploatare este sensibil mărită. Toate aceste aspecte sunt în stransă relație cu masa ansamblului iar materialul compozit este materialul cheie care contribuie la reducerea masei înspre un punct optim la un moment dat; întrucât acest optim este mobil în timp, el este o funcție a tehnologiilor disponibile la un moment dat iar modernizarea produselor obținute din materiale compozite este o activitate continuă, evolutivă. Specializarea continuă a proiectanților care lucrează cu materiale compozite este un factor cheie pentru performanțele produselor; varietatea crescândă de expoziții, conferințe și sesiuni de comunicări științifice ale acestui domeniu oferă o mare posibilitate de cunoaștere și schimb de informații cu alți cercetători.

Îmbunătățirea structurilor din materiale compozite considerând sisteme tip sandwich este o bună abordare în cazul în care se urmărește în același timp reducerea masei și creșterea rigidității structurii. Abordarea numerică a etapelor de proiectare este o soluție din ce în ce mai comună datorită multiplelor soluții software și a varietății de lucrări științifice prezentate la conferințe internaționale [66] - [78].

Așa cum s-a arătat în sinteza lucrărilor științifice enumerate anterior, fenomenele hidrodinamice care apar în timpul deplasării în regim de glisare a unei ambarcațiuni nu sunt pe deplin elucidate. Domeniul de cercetare ales pentru această teză de doctorat este de actualitate întrucât tratează analiza structurală a unei ambarcațiuni construită din materiale compozite supusă la încărcări dinamice variate măsurate la natură în urma unui experiment și simulate numeric.

1.5.2 Stabilirea direcțiilor de cercetare

Pentru a putea determina încărcările care apar în cazul utilizării unei ambarcațiuni, se va desfășura un experiment la scară reală; în cadrul acestui experiment vor fi prelevate date privind starea de tensiuni din învelișul ambarcațiunii și din elementele structurale, accelerațiile și rotirea în jurul a două axe, pentru o gamă de viteze în regim staționar (fără val) și în condiții de val. Pentru determinarea stării de tensiuni se va folosi metoda tensometriei electro-rezistive. În paralel, se va urmări reproducerea condițiilor experimentale printr-o simulare CFD și validarea acestei simulări din punct de vedere al poziției ambarcațiunii la diferite regimuri de viteză cu ajutorul experimentului desfășurat anterior. Încărcările de natură hidrodinamică obținute în urma simulării numerice vor fi apoi folosite pentru o analiză cu ajutorul metodei elementului finit în care se va urmări într-o primă etapă validarea simulărilor numerice (CFD și FEM) din punct de vedere al reproducerii stării de tensiuni înregistrate în timpul experimentului. Ulterior, vor fi propuse pentru comparație câteva variante constructive alternative, îmbunătățite pe o serie de direcții.

Capitolul II Modele teoretice utilizate în analizele numerice

2.1 Obiectivele capitolului

În prezentul capitol se vor detalia noțiunile teoretice care au stat la baza întocmirii analizelor numerice, atât pentru domeniul hidrodinamicii numerice, cât și al analizei structurale prin metoda elementului finit. Aceste principii teoretice se vor concentra pe aspectele particulare tratate în această teză, astfel:

1. Din punct de vedere al hidrodinamicii numerice, în abordarea prezentei lucrări se vor descrie metodele teoretice simplificate care stau la baza calculului forțelor de susținere care apar la navigația unei ambarcațiuni în regim de glisare.

2. Din punct de vedere al analizei structurale, în acest capitol vor fi descrise principiile mecanice ale analizei comportării materialelor compozite la solicitări de încovoiere.

2.2 Principiile dinamicii fluidelor

2.2.1 Ecuațiile Navier-Stokes mediate Reynolds (RANS)

Ecuațiile care descriu curgerea fluidului pe lângă un corp ce se deplasează în acest fluid sunt ecuația de continuitate și ecuațiile Navier-Stokes. Aceste ecuații modelează curgerea fluidelor în funcție de vâscozitate, considerând fluidul ca fiind newtonian iar forțele vâscoase fiind în directă dependență cu gradientii de viteză. Aceste ecuații formează împreună un sistem de ecuații neliniare cu derivate parțiale. Considerând apa ca fiind un lichid incompresibil și cu variații neglijabile de densitate, cele două ecuații pot fi scrise sub forma:

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.1)$$

$$\rho \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial (U_i U_j)}{\partial x_j} = \rho R_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (2.2)$$

unde U_i sunt componentele instantanee ale vitezei particulelor de fluid în sistemul de coordonate carteziane x_i , ρ este densitatea apei, t este timpul iar σ_{ij} este tensorul tensiunilor totale. În forma mediată Reynolds ecuațiile de continuitate și Navier-Stokes pentru un fluid incompresibil au formele:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial (u_i u_j + \overline{u_j u_i})}{\partial x_j} = \overline{R}_i - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu_c \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right], \quad (2.10)$$

unde

$$\nu_c = \frac{\mu}{\rho} \quad (2.11)$$

este vâscozitatea cinematică, iar R_i este tensorul tensiunilor Reynolds.

În forma mediată (2.10) ecuația Navier-Stokes conține termeni suplimentari care definesc efectul fluctuației curgerii turbulente asupra curgerii medii. Pentru rezolvarea sistemului de ecuații sunt necesare asadar ecuații suplimentare, definite de modelul de turbulență, în număr egal cu numărul necunoscutelor.

2.2.2 Modele de turbulență

Principalele probleme ale modelării numerice a curgerii turbulente folosind soluțiile ecuațiilor RANS sunt ridicate de determinarea componentelor tensorului Reynolds. Modelarea cu precizie a componentelor nu este posibilă deoarece necesită informații detaliate care să descrie

fenomenul de turbulență, care sunt indisponibile, Bradshaw (1971) [79]. Mai mult, tensiunile Reynolds nu depind doar de natura fluidului, ci și de condițiile locale cum ar fi printre altele viteza, rugozitatea peretelui sau geometria suprafeței. Pentru că un singur model de turbulență nu poate acoperi toate situațiile în care se urmărește studierea curgerii turbulente, de-a lungul timpului au fost dezvoltate mai multe variante. Aceste modele prezintă avantaje și dezavantaje pentru fiecare caz, diferite grade de complexitate precum și eforturi de calcul diferite. La alegerea modelului de turbulență este necesar să se țină cont de caracteristica curgerii studiate, precum și de acordarea acurateții specifice a fiecărei soluții în funcție de puterea de calcul disponibilă.

Unul dintre cele mai folosite modele de turbulență aplicate în prezent este modelul $\kappa - \omega$ (k-omega), propus inițial de Wilcox (1998) și îmbunătățit apoi în 2008 [80]. În acest model de turbulență sunt folosite două ecuații diferențiale pentru două variabile, κ și ω , prima descriind energia cinetică iar cea de-a doua rata specifică de disipare a energiei cinetice în energie termică internă. Formulele celor două marimi sunt următoarele:

$$\frac{\partial \kappa}{\partial t} + U_i \frac{\partial \kappa}{\partial x_i} = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - b^* \kappa \omega + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(v + s^* v_T) \frac{\partial \kappa}{\partial x_i} \right] \quad (2.12)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + U_i \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = a \frac{\omega}{\kappa} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - b \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(v + s v_T) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] \quad (2.13)$$

2.2.3 Determinarea suprafeței libere prin metoda volumului de fluid

Pentru definirea zonei de demarcație a suprafeței libere se folosește o metodă numerică intitulată metoda volumului de fluid (din engleza *Volume Of Fluid*, VOF). În accepțiunea acestei metode, bazată pe o funcție fracționară volumică α densitatea și vâscozitatea fluidului sunt modificate astfel:

$$\mu = \mu_{apa} + \mu_{aer}(1 - \alpha) \quad (2.15)$$

$$\rho = \rho_{apa} + \rho_{aer}(1 - \alpha), \quad (2.16)$$

unde μ_{apa} și μ_{aer} sunt vâscozitățile dinamice ale apei respectiv ale aerului, iar ρ_{apa} și ρ_{aer} sunt densitățile apei respectiv ale aerului.

Deplasarea suprafeței libere a lichidului este guvernată de ecuația de transport a fracției volumetrice, iar aceasta se rezolvă pentru fiecare unitate de volum discretizată din domeniul de calcul:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla(\alpha U) = 0, \quad (2.17)$$

unde $0 \leq \alpha \leq 1$, U este viteza curgerii iar ∇ este volumul celulei.

Rezolvarea ecuației oferă 3 soluții:

$\alpha = 0$	în cazul în care celula este plină cu aer;
$\alpha = 1$	în cazul în care celula este plină cu apă;
$0 < \alpha < 1$	în cazul în care celula conține suprafață liberă.

2.2.4 Discretizarea domeniului de calcul

În studiul curgerii fluidului în jurul suprafețelor cu geometrii complexe este necesară acordarea unei atenții sporite a discretizării domeniului de calcul. Pentru a stabili dimensiunile celulelor din imediata apropiere a suprafețelor sau pereților se definește următoarea funcție care poartă denumirea de funcție de perete (din engleză *wall function*):

$$y^+ = \frac{u_t y}{\nu_c}, \quad (2.18)$$

unde y este distanța față de cel mai apropiat perete, ν este vâscozitatea dinamică iar u_t este viteza de frecare. Pentru coeficientul y^+ sunt folosite în mod uzual următoarele valori:

$y^+ < 5$	pentru substratul vâscos;
$5 < y^+ < 30$	pentru stratul tampon.

2.2.5 Condiții la limită

Pentru a economisi resurse, se presupune că în jurul unei carene curgerea are caracter simetric, atunci când deplasarea se face în lungul planului diametral, așadar domeniul de calcul poate fi divizat în două subdomenii simetrice. Limitele domeniului de calcul se plasează în mod normal suficient de departe pentru a nu influența caracteristicile curgerii, cu excepția cazurilor în care se urmărește în mod specific acest lucru, cum ar fi situația unui acvatoriu limitat.

Condițiile la limită aplicabile în situații normale sunt:

- Viteza constantă, egală cu viteza de deplasare a navei la intrarea în domeniul de calcul (amonte);
- Condiții de alunecare la ieșirea din domeniul de calcul (aval), precum și pentru frontierele exterioare ale domeniului, pe suprafața liberă și în planul de simetrie, gradientul vitezei normale pe aceste frontiere este zero;
- Pe suprafața corpului navei se impune condiția de viteză zero (aderarea particulei la perete).

2.3 Modele matematice de analiză structurală

2.3.1 Considerente de material

Din punct de vedere structural, materialele convenționale sunt considerate omogene datorită în principal caracterului monofazic. Materialele compozite, pe de altă parte, așa cum s-a arătat în capitolul anterior, nu sunt considerate omogene, prezentând cel puțin două faze distincte, așadar caracterul lor poate fi descris ca fiind neomogen. Este însă important să considerăm că noțiunea de omogenitate depinde de scara și de ordinul de mărime al constituenților compozitului analizat. În aceste condiții, din punct de vedere microscopic, un obiect de mari dimensiuni, cum ar fi în cazul acestei teze un corp de ambarcațiune, poate fi considerat ca fiind alcătuit dintr-un material omogen.

În mod similar, așa cum s-a observat în descrierea proprietăților materialelor compozite din capitolul anterior, acestea prezintă proprietăți diferite în funcție de direcția de orientare a fibrelor de armare. Pentru construcția acestei ambarcațiuni au fost folosite materiale de armare cu dispunere complet aleatorie (CSM) precum și materiale de armare bidirecționale sub forma unor straturi de țesături. Vom considera materialul din care este confecționată ambarcațiunea într-o analiză globală la scara întregii structuri ca fiind pe rând un material izotrop și un material ortotrop, comparând ulterior rezultatele în ceea ce privește tensiunile și deformatele înregistrate.

2.3.2 Noțiuni de teoria elasticității plăcilor plane

Se consideră un element plan de formă dreptunghiulară dintr-un material izotrop, sollicitat la tracțiune uniaxială, în urma căreia se observă o deformare specifică ε_x în direcția solicitării și o deformare specifică ε_y perpendicular pe aceasta (Figura 2.1 a).

Relațiile de calcul pentru deformările menționate mai sus pot fi scrise astfel:

$$\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E}; \varepsilon_y = -\nu \frac{\sigma_x}{E}, \quad (2.23)$$

unde σ_x este tensiunea axială, E este modulul de elasticitate (Young), iar ν este coeficientul Poisson pentru materialul considerat.



Figura 2.1. Solicități mecanice

Considerând pentru același material o solicitare de tipul forfecării sub efectul unei tensiuni tangențiale τ_{xy} vom înregistra o deformare specifică acestei solicitări, în sensul că o placă plană de formă dreptunghiulară se transformă în paralelogram, fără a înregistra modificări ale

lungimii laturilor sale. Așadar, în acest caz vor fi deformații specifice liniare nule, $\varepsilon_x = \varepsilon_y = 0$, iar lunecarea specifică va avea forma:

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} = \frac{2\tau_{xy}(1+\nu)}{E}, \quad (2.24)$$

unde G este modulul de elasticitate transversal (modulul de forfecare) specific materialului studiat. Se poate observa că ν (coeficientul Poisson) este un element de cuplare între deformațiile specifice măsurate perpendicular pe direcția de solicitare a elementului, iar G nu este o constantă elastică independentă a unui material, acesta putând fi calculat în funcție de ν și E :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.25)$$

2.3.3 Metode de calcul

În mecanica solidului deformabil se folosesc în general metode de calcul analitice, acestea având în principiu în vedere integrarea ecuațiilor teoriei elasticității. Putem considera astfel:

- Ecuațiile diferențiale Cauchy:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} + X &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + Y &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + Z &= 0, \end{aligned} \quad (2.27)$$

unde X, Y, Z reprezintă proiecțiile pe cele 3 axe ale forței masice pe unitatea de volum (de exemplu greutatea proprie);

- Relații între deplasări și deformații specifice

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma_u}{\partial x}; \quad \varepsilon_y = \frac{\sigma_v}{\partial y}; \quad \varepsilon_z = \frac{\sigma_w \omega}{\partial z} \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial y}; \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial \omega}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \end{aligned} \quad (2.28)$$

- Relații între deformații specifice și tensiuni (legea lui Hooke) pentru materiale omogene și izotrope

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)}{E}; \quad \gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \\ \varepsilon_y &= \frac{\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)}{E}; \quad \gamma_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G} \\ \varepsilon_z &= \frac{\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)}{E}; \quad \gamma_{zx} = \frac{\tau_{zx}}{G} \end{aligned} \quad (2.29)$$

Relațiile (2.29) pot fi scrise și sub formă condensată, matriceală:

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon\}, \quad (2.30)$$

unde $\{\sigma\}$ este tensorul tensiunilor, $\{\varepsilon\}$ este tensorul deformațiilor specifice iar $[D]$ este matricea de elasticitate care are forma:

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \cdot \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 \end{bmatrix}$$

2.3.4 Metoda elementului finit

Așa cum s-a precizat anterior, folosirea metodelor analitice pentru rezolvarea ecuațiilor de mecanică este o practică greoaie și prohibitivă, iar metodele aproximative sunt cele chemate să ofere soluții rapide în mod practic și eficient. Una dintre cele mai folosite metode de calcul aproximativ este metoda elementului finit, pentru structuri solicitate în mod complex static, dinamic, termic, la limită, în regim liniar sau neliniar. Utilizarea pe scară largă a calculatoarelor și a programelor de calcul numeric a contribuit la popularitatea acestei metode.

Pentru a defini într-un mod simplu conceptele de bază ale metodei elementului finit putem privi acest model ca pe o aplicare la scară largă a modelului de calcul al structurilor din bare prin metoda deplasărilor. Astfel, structura care se calculează prin metoda elementului finit se discretizează într-un grad oarecare, formând o rețea de noduri în care se leagă elementele idealizate ale structurii, care pot fi elemente de bară, de plăci subțiri plane sau curbe, de membrană, elemente de volum tetraedrale, cuboide, etc, care poartă denumirea de *elemente finite*. Conceptele de sarcină nodală, grad de libertate, matrice de rigiditate definite pentru structuri din bare pentru metoda deplasărilor rămân valabile și pentru structurile analizate prin metoda elementului finit, sub aspect generalizat.

$$\{R\} = [k]\{u\} \quad (2.31)$$

În interpretarea relației (2.31) considerăm că deplasările nodale $\{u\}$ produc în mod unic forțele nodale $\{R\}$ fără a fi valabilă și reciproca, în sensul că pentru anumite valori ale forțelor nodale se obțin o infinitate de vectori ai deplasărilor. Spre deosebire de deplasările nodale, forțele nodale nu sunt independente, deoarece prin satisfacerea condiției de echilibru forțele trebuie să satisfacă ecuațiile de echilibru corespunzătoare, iar matricea de rigiditate $[k]$ este singulară, nu poate fi inversată.

2.3.5 Deducerea matricei de rigiditate a unui element finit folosind principiul lucrului mecanic virtual

Domnișoru (2001) [82] arată că dacă luăm un element finit izoparametric pentru care funcțiile de interpolare pentru geometrie și câmpul deplasărilor au același ordin, respectiv numărul parametrilor $\{\alpha\}$ ai funcției câmpului deplasărilor este egal cu numărul gradelor de libertate nodale ale elementului $\{u_k\}$ putem scrie câmpul deplasărilor $\{u\}$ folosind o lege polinomială cu coeficienții $\{\alpha\}$:

$$\{u\} = [f(x, y, z)]\{\alpha\}, \quad (2.32)$$

unde $\{u\} = \{u \ v \ w\}^T$ este vectorul deplasărilor, $\{\alpha\} = \{\alpha_1, \alpha_2 \dots \alpha_n\}^T$ este vectorul coeficienților funcțiilor de interpolare iar $[f]$ este matricea funcțiilor de interpolare pe element

Folosind relația Cauchy scrisă sub forma matriceală putem obține legătura dintre vectorul deformațiilor specifice totale și vectorul coordonatelor nodale:

$$\begin{aligned} \{e\} &= [\Delta]\{u\}, \{e\} = [\Delta][f(x, y, z)][A^{-1}]\{u_k\}, [\Delta][f] = [B^*], [B] = [B^*][A^{-1}] \\ &= [\Delta][N_u], \{e\} = [B^*][A^{-1}]\{u_k\} \end{aligned} \quad (2.34)$$

Din legea lui Hooke generalizată (2.28), (2.29) se determină câmpul tensiunilor:

$$\begin{aligned} \{\sigma\} &= [D]\{\varepsilon\}, \{\varepsilon\} = \{e\} + \{e_T\} + \{e_0\} \\ &\rightarrow \{\varepsilon\} = \{e\} - \{e_0\} + \alpha T [E^{-1}]\{\chi_T\}, \\ \{\sigma\} &= [D](\{e\} - \{e_0\}) + \alpha T \{\chi_T\} \end{aligned} \quad (2.35)$$

Pe baza relației (2.34) avem

$$\delta U = \int_{(V)} \{\delta e\}^T [E] \{e\} dV - \int_{(V)} \{\delta e\}^T [E] \{e_0\} dV + \int_{(V)} \{\delta e\}^T \alpha T \{\chi_T\} dV \quad (2.37)$$

Lucrul mecanic virtual al forțelor concentrate de volum, de suprafață și forțelor nodale de cuplare cu celelalte elemente ale structurii se poate scrie ca:

$$\delta W = \int_{(V)} \{\delta u\}^T \{X\} dV + \int_{(S)} \{\delta u\}^T \{\Phi\} dS + \{\delta u_k\}^T \{P_{0k}\} + \{\delta u_k\}^T \{P_k\}, \quad (2.39)$$

unde $\{X\}$ este vectorul forțelor de volum exterioare, $\{\Phi\}$ este vectorul forțelor de suprafață exterioare, $\{P_{0k}\}$ este vectorul echivalent al forțelor concentrate exterioare în câmpul elementului și reduse la noduri iar $\{P_k\}$ este vectorul forțelor nodale interne de legătură cu elementele vecine.

Din relațiile (2.37), (2.39) și principiul lucrului mecanic virtual obținem legea elementului finit care are ca necunoscute deplasările nodale $\{u_k\}$:

$$\begin{aligned} \delta W &= \delta U \\ &\rightarrow [A^{-1}]^T \left(\int_{(V)} [B^*]^T [E] [B^*] dV \right) [A^{-1}] \{u_k\} = \\ &= -\alpha T \int_{(V)} [B]^T \{\chi_T\} dV + \int_{(V)} [B]^T [E] \{e_0\} dV + \{P_{0k}\} + \int_{(V)} [N_u]^T \{X\} dV + \\ &\quad + \int_{(S)} [N_u]^T \{\Phi\} dS + \{P_k\} \end{aligned} \quad (2.41)$$

De unde prin identificare obținem matricea de rigiditate a elementului finit:

$$[K] = [A^{-1}]^T [K^*] [A^{-1}] = \int_{(V)} [B]^T [E] [B] dV \quad [K^*] = \int_{(V)} [B^*]^T [E] [B^*] dV \quad (2.42)$$

unde $[K^*]$ este nucleul matricei de rigiditate.

2.3.6 Formularea matricei de rigiditate a elementului de membrană triunghiulară folosind coordonatele naturale de suprafață

Fie un element finit triunghiular (Figura 2.3) și un punct arbitrar $P(x, y)$ în interiorul acestuia. Ariile A_1, A_2, A_3 delimitate prin unirea punctului P cu nodurile elementului respectă relația:

$$A_1 + A_2 + A_3 = A_{\Delta} \quad (2.45)$$

Conform Domnișoru (2001) [82], putem descrie coordonatele punctului P cu ajutorul raportului dintre ariile A_1, A_2, A_3 și aria totală a elementului:

$$L_1 = \frac{A_1}{A_{\Delta}}, L_2 = \frac{A_2}{A_{\Delta}}, L_3 = \frac{A_3}{A_{\Delta}}, L_1 + L_2 + L_3 = 1, \{L\} = \{L_1 L_2 L_3\}^T \quad (2.46)$$

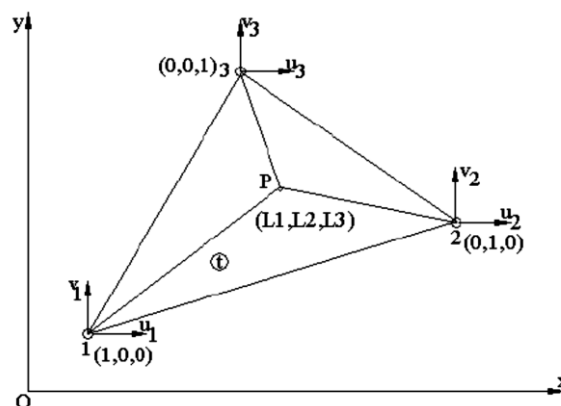


Figura 2.3 Element de membrană triunghiulară în coordonate de suprafață [82]

Matricea funcțiilor de formă are expresia [82]:

$$[N_u, (L_1, L_2)] = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_1 & 0 & L_2 & 0 & 1 - L_1 - L_2 & 0 \\ 0 & L_1 & 0 & L_2 & 0 & 1 - L_1 - L_2 \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

Conform Domnișoru (2001) [82] matricea de rigiditate $[K]$ a elementului de membrană triunghiular are expresia

$$[K] = t \int_{(A)} [B]^T [E] [B] dA, [E] = \frac{E}{1 - \nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1 - \nu}{2} \end{bmatrix} \quad (2.53)$$

de unde prin calcul direct rezultă:

$$[K] = \frac{Et}{4A_{\Delta}(1 - \nu^2)} \begin{bmatrix} \Psi_{11} & \Phi_{11} & \Psi_{12} & \Phi_{12} & \Psi_{13} & \Phi_{13} \\ \Phi_{11} & \Theta_{11} & \Phi_{21} & \Theta_{12} & \Phi_{31} & \Theta_{13} \\ \Psi_{12} & \Phi_{21} & \Psi_{22} & \Phi_{22} & \Psi_{23} & \Phi_{23} \\ \Phi_{12} & \Theta_{12} & \Phi_{21} & \Theta_{22} & \Phi_{32} & \Theta_{23} \\ \Psi_{13} & \Phi_{31} & \Psi_{23} & \Phi_{32} & \Psi_{33} & \Phi_{33} \\ \Phi_{13} & \Theta_{13} & \Phi_{23} & \Theta_{23} & \Phi_{33} & \Theta_{33} \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

unde $\Psi_{ij} = b_i b_j + \frac{1-\nu}{2} c_i c_j$; $\Theta_{ij} = c_i c_j + \frac{1-\nu}{2} b_i b_j$; $\Phi_{ij} = \nu b_i c_j + \frac{1-\nu}{2} c_i b_j, i, j = 1, 2, 3$.

2.3.7 Matricea de rigiditate pentru un element gros triunghiular (în formularea Mindlin) de placă cu 3 noduri și 9 grade de libertate nodale

Fie un element de placă grosă triunghiulară (Figura 2.4) cu 3 noduri și 3 grade de libertate nodale: w, θ_x (rotire în planul xz) și θ_y (rotirea în planul yz).

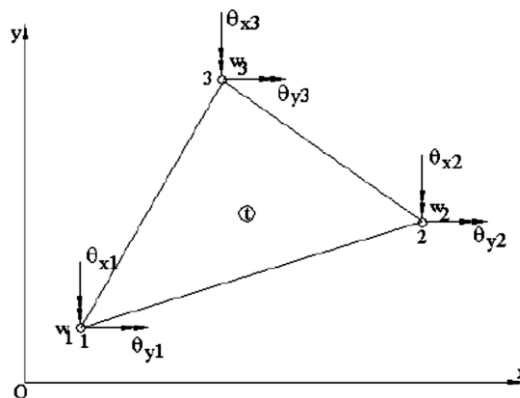


Figura 2.4. Element de placă triunghiulară grosă [82]

Conform Domnișoru (2001) [82], exprimăm vectorul gradelor de libertate nodale astfel:

$$\{u_k\} = \{w_1 \theta_{x1} \theta_{y1} w_2 \theta_{x2} \theta_{y2} w_3 \theta_{x3} \theta_{y3}\}^T, \quad (2.55)$$

unde funcțiile câmpului deplasărilor sunt:

$$w(x, y) = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y, \theta(x, y) = \alpha_4 + \alpha_5 x + \alpha_6 y, \theta(x, y) = \alpha_7 + \alpha_8 x + \alpha_9 y \\ \{\alpha\} = \{\alpha_1 \alpha_2 \dots \alpha_9\}^T \quad (2.56)$$

Putem astfel considera:

$$w(x, y) = \sum_{i=1}^3 N_i(x, y) w_i \quad (2.57)$$

$$\theta_x(x, y) = \sum_{i=1}^3 N_i(x, y)\theta_{xi}$$

$$\theta_y(x, y) = \sum_{i=1}^3 N_i(x, y)\theta_{yi}$$

unde funcțiile de formă au expresia:

$$N_i(x, y) = \frac{1}{2A_\Delta} (a_i + b_i x + c_i y), i = (1, 2, 3) \quad (2.58)$$

Matricea deformațiilor specifice are expresia [82]:

$$[B] = \begin{bmatrix} 0 & N_{1x} & 0 & 0 & N_{2x} & 0 & 0 & N_{3x} & 0 \\ 0 & 0 & N_{1y} & 0 & 0 & N_{2y} & 0 & 0 & N_{3y} \\ 0 & N_{1y} & N_{1x} & 0 & N_{2y} & N_{2x} & 0 & N_{3y} & N_{3x} \\ -N_{1y} & 0 & N_1 & -N_{2y} & 0 & N_2 & -N_{3y} & 0 & N_3 \\ -N_{1x} & N_1 & 0 & -N_{2x} & N_2 & 0 & -N_{3x} & N_3 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.59)$$

Dacă notăm:

$$[B_b] = \frac{1}{2A_\Delta} \begin{bmatrix} 0 & b_1 & 0 & 0 & b_2 & 0 & 0 & b_3 & 0 \\ 0 & 0 & c_1 & 0 & 0 & c_2 & 0 & 0 & c_3 \\ 0 & c_1 & b_1 & 0 & c_2 & b_2 & 0 & c_3 & b_3 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.60)$$

$$[B_s] = \frac{1}{2A_\Delta} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -c_1 & 0 & a_1 + b_1 x + c_1 y & -c_2 & 0 & a_2 + b_2 x + c_2 y & -c_3 & 0 & a_3 + b_3 x + c_3 y \\ 0 & 0 & 0 & -b_2 & a_2 + b_2 x + c_2 y & 0 & -b_3 & a_3 + b_3 x + c_3 y & 0 \end{bmatrix}$$

putem scrie

$$[B] = [B_b] + [B_s] \quad (2.61)$$

Iar matricea de rigiditate are expresia:

$$[K] = [K_b] + [K_s] \quad (2.62)$$

unde

$$[K_b] = \int_A [B_b]^T [D_M] [B_b] dA \quad [K_s] = \int_A [B_s]^T [D_M] [B_s] dA$$

$$[D_M] = \begin{bmatrix} D_k & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.63)$$

$$[D_k] = D \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix}, \text{ unde}$$

$D = \frac{Et^2}{12(1-\nu^2)}$ este rigiditatea la încovoiere a câmpului de placă izotrop

2.3.8 Transformări de coordonate

Relațiile prezentate anterior pentru deducerea matricelor de rigiditate au folosit sisteme de coordonate locale (x_i), alese din considerente de ușurare a calculului. Pentru a analiza structura globală spațială, este necesar ca toate elementele structurii idealizate descrise în modelul analizat să fie descrise în același sistem global de coordonate (\bar{x}_i). Trecerea de la sistemul local de coordonate la sistemul global se realizează pe baza matricelor de transformare $[\lambda]$, definite pentru fiecare element în parte. Sistemul global de coordonate (\bar{x}_i) se alege din considerente practice ingineresti.

Conform Domnișoru (2001) [82], relația între vectorul deplasărilor nodale pe element în sistem local $\{u_k\}$ și vectorul deplasărilor în sistem global $\{\bar{u}_k\}$ se poate scrie:

$$\{u_k\} = \{\lambda\}\{\bar{u}_k\} \rightarrow \{\delta u_k\} = \{\lambda\}\{\delta \bar{u}_k\} \quad (2.64)$$

Cunoscând că lucrul mecanic virtual este o mărime scalară care nu depinde de sistemul de coordonate ales putem scrie:

$$\{\delta \bar{u}_k\}^T \{\bar{P}_k\} = \{\delta u_k\}^T \{P_k\} \quad (2.65)$$

Din legea elementului finit în sistem propriu, local (2.44) și relațiile (2.64) și (2.65) putem scrie legea elementului finit în sistem global:

$$\{\bar{P}_k\} = [\bar{K}]\{\bar{u}_k\} - \{\bar{Q}_k\} \quad (2.66)$$

Relațiile de transformare se scriu sub forma:

$$\begin{aligned} \{\delta \bar{u}_k\}^T \{P_k\} &= \{\delta \bar{u}_k\}^T [\lambda]^T \{P_k\} \rightarrow \{\bar{P}_k\} = [\lambda]^T \{P_k\} \rightarrow \{\bar{P}_k\} = [\lambda]^T [K] \{u_k\} - \\ &= [\lambda]^T \{Q_k\} \rightarrow [\bar{K}] = [\lambda]^T [K] [\lambda] \{\bar{Q}_k\} = [\lambda]^T \{Q_k\} \end{aligned} \quad (2.67)$$

2.3.9 Legea sistemului global

Aducerea tuturor matricelor de rigiditate ale elementelor exprimate în coordonate globale $[\bar{K}]^e$ la aceeași dimensiune cu matricea $[\bar{K}_g]^e$ ne ajută să obținem matricea de rigiditate a structurii globale $[\bar{K}_g]$. Gradele de libertate ale fiecărui element sunt indexate inițial local apoi global folosind matricea de incidență a lui Argyris $[J]$ cu termeni 0 și 1, folosită ca și matricele de transformare $[\lambda]$:

$$\{\bar{u}_k\}^{(e)} = [J]^{(e)} \{\bar{u}_g\} \quad (2.68)$$

Folosind legea de conservare a lucrului mecanic virtual al forțelor nodale putem afla relația de indexare a vectorului forțelor nodale interne de legătură între elementele vecine:

$$\begin{aligned} \{\delta \bar{u}_k\}^{(e)T} \{\bar{P}_k\}^{(e)T} &= \{\delta \bar{u}_g\} \{P_k\}_g^{(e)T} = \{\delta \bar{u}_g\}^T [J]^{(e)T} \{\bar{P}_k\}^{(e)} \rightarrow \\ &\rightarrow \{\bar{P}_k\}^{(e)} = [J]^{(e)T} \{\bar{P}_k\}^{(e)} \end{aligned} \quad (2.69)$$

Putem scrie legea unui element finit "(e)" reindexată:

$$\{\bar{P}_k\}_g^{(e)} = [\bar{K}]_g^{(e)} \{\bar{u}_g\} - \{\bar{Q}_k\}_g^{(e)} \quad (2.70)$$

unde $[\bar{K}]_g^{(e)} = [J]^{(e)T} [\bar{K}]^{(e)} [J]^{(e)}$ și $\{\bar{Q}_k\}_g^{(e)} = [J]^{(e)T} \{\bar{Q}_k\}^{(e)}$

Punând condiția de echilibru între forțele nodale ale elementelor obținem legea structurii globale:

$$\sum_{(e)} \{\bar{P}_k\}_g^{(e)} = 0 \rightarrow \sum_{(e)} \{\bar{K}\}_g^{(e)} \{\bar{u}_g\} = \sum_{(e)} \{\bar{Q}_k\}_g^{(e)} \rightarrow [\bar{K}_g] \{\bar{u}_g\} = \{\bar{Q}_g\}, \quad (2.71)$$

unde

$$[\bar{K}_g] = \sum_{(e)} \{\bar{K}\}_g^{(e)}$$

este matricea de rigiditate a sistemului global iar

$$\{\bar{Q}_g\} = \sum_{(e)} \{\bar{Q}_k\}_g^{(e)}$$

este vectorul încărcărilor exterioare reduse în nodurile sistemului global.

Legea sistemului global, completată cu condițiile de margine se rezolvă pentru a afla deplasările nodale $\{\bar{u}_g\}$ printr-o metodă numerică.

2.3.10 Condiții de margine - metoda ecuațiilor de transformare

Condițiile de margine impun unui grad de libertate o valoare prestabilită inițială. Aceasta poate fi globală cum ar fi de exemplu o condiție de rezemare simplă sau o încastrare a structurii studiate, sau condiții locale precum impunerea unei legături rigide între o serie de elemente. Matematic, pentru fiecare condiție de margine, un grad de libertate poate fi eliminat din vectorul deplasărilor globale $\{\bar{u}_g\}$. Cele mai folosite metode de impunere a condițiilor de margine sunt metoda funcțiilor de penalizare și metoda ecuațiilor de transformare, pe care o vom prezenta în cele ce urmează. Scriind condițiile de margine care cupleză gradele de libertate în vectorul deplasărilor globale $\{\bar{u}_g\}$ sub forma:

$$[C]\{\bar{u}_g\} = \{G\}, \quad (2.72)$$

unde $[C], \{G\}$ sunt constante și considerând cazul standard $\{G\} = 0$ putem rescrie ecuația (2.57) sub forma:

$$[[C_r][C_c]] \begin{Bmatrix} \{\bar{u}_g\}_r \\ \{\bar{u}_g\}_c \end{Bmatrix} = \{0\}, \quad (2.73)$$

$\{\bar{u}_g\}_r$ fiind gradele de libertate neconstrânse (libere) iar $\{\bar{u}_g\}_c$ sunt gradele de libertate constrânse (eliminate).

$$\begin{aligned} [C_r]\{\bar{u}_g\}_r + [C_c]\{\bar{u}_g\}_c = 0 &\rightarrow \{\bar{u}_g\}_c = -[C_c]^{-1}[C_r]\{\bar{u}_g\}_r = -[C_{rc}]\{\bar{u}_g\}_r \\ [u_g] = \begin{Bmatrix} \{\bar{u}_g\}_r \\ \{\bar{u}_g\}_c \end{Bmatrix} &= \begin{bmatrix} [I_r] \\ [C_{rc}] \end{bmatrix} \{u_g\}_r = [T]\{u_g\}_r, \end{aligned} \quad (2.74)$$

considerând $[T] = \begin{bmatrix} [I_r] \\ [C_{rc}] \end{bmatrix}$ matricea de transformare. Astfel, legea sistemului global devine:

$$\begin{aligned} [\bar{K}_g]\{u_g\} = \{\bar{Q}_g\} &\rightarrow [\bar{K}_g][T] = \begin{bmatrix} [K_{rr}] + [K_{rc}] \cdot [C_{rc}] \\ [K_{cr}] + [K_{cc}] \cdot [C_{rc}] \end{bmatrix} \\ \{\bar{Q}_g\} = \begin{Bmatrix} \{\bar{Q}_g\}_r \\ \{\bar{Q}_g\}_c \end{Bmatrix}, [T]^T\{\bar{Q}_g\} &= \{\bar{Q}_g\}_r + [C_{rc}]^T\{\bar{Q}_g\}_c \\ [\bar{K}_g^r]\{\bar{u}_g\}_r &= \{\bar{Q}_g^r\}, \end{aligned} \quad (2.75)$$

unde $[\bar{K}_g^r] = [K_{rr}] + [K_{rc}][C_{rc}] + [C_{rc}]^T[K_{cr}] + [C_{rc}]^T[[K_{cc}][C_{rc}]$,

$$\{\bar{Q}_g^r\} = \{\bar{Q}_g\}_r + [C_{rc}]^T\{\bar{Q}_g\}_c$$

2.4 Concluzii

Modelele matematice existente care studiază curgerea fluidelor asigură o replicabilitate a fenomenelor care au loc în timpul deplasării în regim de deplasament, tranziție și glisare astfel încât să poată fi determinată cu un grad de certitudine suficient atât distribuția de presiuni pe suprafața udată a carenei cât și poziția de echilibru în regim de deplasare staționar stabilizat.

În aceeași măsură, se poate constata că metodele analitice de analiză structurală existente pot fi utilizate la determinarea stărilor de deformații și tensiuni din structurile din materiale compozite.

Abordarea analitică este însă dificilă, atât în cazul analizei curgerii în jurul carenei, cât și în cazul analizei structurale. Folosirea unor metode numerice pentru ambele situații este o soluție rapidă, plecând de la caracteristici de material și încărcări determinate experimental sau numeric.

Analiza numerică a structurilor poate fi derulată considerând materialul ca fiind izotrop sau ortotrop, pe fiecare lamină în parte. Ambele abordări vor fi luate în calcul în teză, iar rezultatele vor fi comparate pentru a putea fi observate diferențele celor două metode.

Capitolul III Încercări experimentale

3.1 Scopul și obiectivele capitolului

Dezvoltarea metodelor numerice moderne și creșterea puterii de procesare a calculatoarelor favorizează anticiparea din ce în ce mai exactă a comportării unei carene aflate în regim de glisare. Fenomenele fizice neliniare care apar la curgerea apei în jurul corpului unei ambarcațiuni aflate în regim de glisare sunt însă parțial elucidate, fapt care păstrează acest domeniu pe una din pozițiile de mare interes în cercetarea hidrodinamică numerică și experimentală actuală. Progresele științifice recente contribuie la o mai bună cunoaștere a tipului de solicitări și a ordinului de mărime a acestor solicitări la care este supusă structura unei ambarcațiuni. Întrucât complexitatea fenomenului nu permite întotdeauna anticiparea exactă a tuturor caracteristicilor curgerii, este necesar pentru veridicitatea metodelor noi propuse ca acestea să fie confirmate experimental.

Prelevarea informațiilor referitoare la harta distribuției de presiuni direct de pe o navă sau ambarcațiune la scară reală aflată în condiții reale de exploatare este dificilă, uneori chiar imposibilă. Această situație face ca cercetarea fiecărei carene în parte prin metode experimentale să adopte două direcții:

- experimentarea pe un model la scară în bazine de încercări și obținerea datelor referitoare la încărcările hidrodinamice cu ajutorul criteriilor de similitudine, o variantă mai puțin costisitoare și mai simplă, însă cu un grad de precizie în strânsă dependență de finețea execuției modelului, a scării de modelare și a preciziei aparaturii de prelevare a datelor;

- experimentarea pe un model etalon la scară reală și compararea rezultatelor măsurătorilor cu rezultatele obținute printr-o metodă numerică adecvată în scopul validării metodei și extinderii domeniului ei de aplicare la alte cazuri similare, fără a mai desfășura pentru fiecare caz în parte experiment la scară reală.

Varianta aleasă în cadrul acestei teze merge pe cea de-a doua abordare, în sensul prelevării de date din experimentul la scară reală și compararea lor cu rezultatele simulărilor hidrodinamice și structurale numerice pe aceeași gamă de viteze, în scopul validării metodei numerice.

Scopul încercărilor experimentale din cuprinsul acestui capitol este așadar acela de a obține o serie de valori reale, pentru comparația cu rezultatele simulărilor numerice, cu o acuratețe cât mai mare în urma unui experiment la scară reală, astfel încât datele prelevate să nu necesite transformări ulterioare conform unor criterii de similitudine.

Pe parcursul derulării experimentului au fost înregistrate date privind diverși parametri fizici și mecanici, **datele înregistrate constituind obiectivele care conduc la atingerea scopului capitolului.** Acești parametri și motivul monitorizării lor în cadrul experimentului sunt descriși sumar în Tabelul 3.1 și detaliați în cadrul subcapitolului 2 din prezentul capitol.

Tabelul 3.1 Parametrii monitorizați în cadrul încercărilor experimentale

Dispozitiv de măsurare	Mărime măsurată	Scopul măsurării
Marca tensometrică	Deformație specifică	<ul style="list-style-type: none">• Comparare – validare rezultate simulări numerice• Identificare gamă de viteze cu fenomene de interes
Accelerometru	Accelerație	<ul style="list-style-type: none">• Identificarea și filtrarea perioadelor de măsurare în apă calmă• Aflarea valorilor maxime ale accelerațiilor înregistrate în condiții reale de utilizare
Înclinometru	Unghi de asietă/ruliu	<ul style="list-style-type: none">• Verificarea unghiului de ruliu pentru corectitudinea măsurătorilor• Comparare – validare asietă din CFD

3.2 Achiziționarea și prelucrarea datelor experimentale

Efectuarea unei măsuratori presupune transformarea unor mărimi fizice din natură (în cazul de față deplasări/tensiuni normale, accelerații și unghiuri de rotire) într-o valoare numerică, prin intermediul unei relații de echivalență sau de scalare având o corespondență bidirecțională unică și verificabilă.

Rezultatul măsurătorii este o informație stocată sub forma unui număr, reprezentând raportul dintre valoarea mărimii măsurate și valoarea unei mărimii etalon, considerată unitate de măsură.

Tensometria electro-rezistivă (TER) reprezintă o metodă precisă, rapidă, eficientă și convenabilă de măsurare nedistructivă cu un grad ridicat de sensibilitate în condiții reale de utilizare, pe echipamente aflate în situații de exploatare nominale sau de suprasolicitare, în regim static sau dinamic. Volumul de date obținut are o mare valoare industrială, tehnică și economică, deoarece surprinde fenomene rezultate în urma solicitării complexe a tuturor ansamblelor care compun echipamentul studiat.

Metoda TER a fost aleasă în cadrul acestui experiment datorită faptului că pentru măsurători nu este necesar să se modifice forma piesei sau structurii, element vital în situația dată întrucât orice alterare a structurii ar periclita siguranța experimentului și ar altera precizia informațiilor prelevate. Nu în ultimul rând, un mare avantaj pentru prelucrarea ulterioară a volumului mare de informații, această metodă permite stocarea digitală a datelor. [83],[84],[85],[86].

3.3 Detalierea obiectivelor experimentului

Datorită dezvoltării la scară largă a utilizării materialelor compozite în industria navală și a reorientării majorității producătorilor de ambarcațiuni spre acest material care oferă o serie de avantaje față de metale, folosite în mod tradițional la confecționarea corpului și a sistemelor de osatura, este necesară o cunoaștere riguroasă a limitelor materialului, precum și a domeniului de solicitări care se întâlnește în utilizarea normală a unei ambarcațiuni.

S-a urmărit așadar măsurarea deplasărilor specifice apărute în urma solicitărilor întâlnite în mediul de funcționare al unei ambarcațiuni, valorile accelerațiilor verticale în 2 puncte situate în planul diametral al ambarcațiunii precum și valorile unghiului de înclinare longitudinală (asietă) și transversală (ruluiu), toate acestea la diferite valori ale vitezei de deplasare a ambarcațiunii. Informațiile privind variațiile parametrilor studiați au fost convertite în semnale electrice digitale prin intermediul a două punți de măsură *Spider 8* și stocate pe calculatorul portabil conectat la punțile de măsurare prin intermediul programului de achiziție de date *CatmanExpress*. Pentru verificarea vitezei de deplasare a fost folosit un dispozitiv GPS model *Garmin ETrex Venture Cx*.

3.3.1 Descrierea dispozitivului experimental

Elementul principal al dispozitivului experimental îl constituie ambarcațiunea din materiale compozite. În această lucrare s-a folosit modelul *Laguna 565* produsă de firma PLASMA Galați. Dimensiunile principale ale ambarcațiunii sunt prezentate în Tabelul 3.3, iar în Figura 3.2 poate fi observat planul de forme al corpului.

Tabelul 3.3. Dimensiunile principale ale ambarcațiunii folosite în cadrul experimentului

Lungime	5.65 m
Lățime	1.78 m
Înălțime de construcție	0.70 m
Pescaj navă goală	0.27 m
Greutate corp	220 kg
Deplasament maxim	600 kg
Putere instalată	40 CP

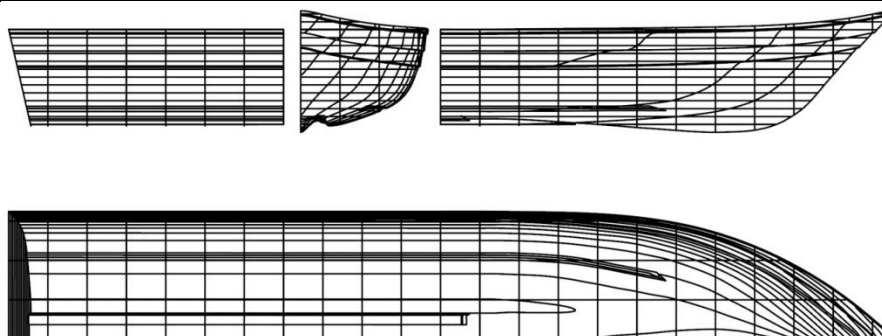


Figura 3.2. Planul de forme al ambarcațiunii folosite în cadrul experimentului

În Figura 3.3 reprezentate grafic pozițiile de amplasare ale dispozitivelor de înregistrare a datelor.

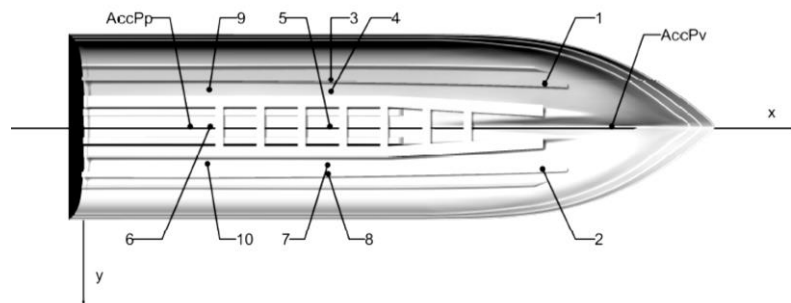


Figura 3.3. Schema de amplasare a dispozitivelor de măsurare (1-10 mărci tensometrice, AccPv și AccPp sunt accelerometre). Încalinometrul a fost amplasat în același punct cu AccPp

Pentru preluarea semnalului de la accelerometre a fost folosit un convertor de semnal PCB Piezotronics model 480B21. Întrucât considerăm corpul ambarcațiunii ca fiind un corp rigid din punct de vedere al rotirilor în jurul axelor principale de coordonate, dispunerea încalinometrului nu a prezentat interes din punct de vedere al coordonatelor; s-a urmarit doar ca instalarea acestui dispozitiv să se facă într-o zonă cu acces facil în vederea montării/demontării și a setării valorii de referință. S-a optat pentru instalarea acestuia în compartimentul din pupa (santină), împreună cu accelerometrul pupa, montaj ilustrat în Figurile 3.5. și 3.9 c).

Pentru alimentarea întregului sistem de măsurare s-a folosit un inverter de curent continuu, care a asigurat o sursă de curent alternativ stabilizat de 220 V cu o putere de 1500 W, folosind ca alimentare bateria de acumulatori de 12 V curent continuu încărcată de motorul de propulsie. Inverterul a asigurat în același timp și alimentarea calculatorului portabil, permițând în acest fel ca perioada de măsurare să fie extinsă pentru surprinderea fenomenelor urmărite. Datorită dimensiunilor compacte ale sursei de curent, aceasta a putut fi amplasată în santină, alături de cele două punți de măsurare Spider8, după cum este ilustrat în Figura 3.5.

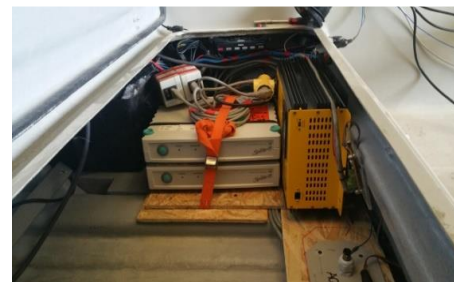


Figura 3.5. Sursa de alimentare și dispunerea aparaturii de măsurare în santina ambarcațiunii

În Figura 3.6 sunt detaliate montajele mărcilor tensometrice pe interiorul învelișului ambarcațiunii și pe elementele de osatura. Se poate observa amplasarea mărcilor de compensare în imediata apropiere a mărcilor de măsurare.

Încalinometrul oferă posibilitatea măsurării înclinării pe două direcții ortogonale a unui unghi de înclinare de $\pm 45^\circ$ față de o poziție prestabilită. Au fost alese direcțiile de rotire în jurul axei Ox (axa longitudinală a navei, respectiv unghiul de ruluu), și în jurul axei Oy (axa perpendiculară pe planul diametral, respectiv unghiul de asietă).

Încalinometrul folosit în cadrul acestui experiment (model TURCK B2N45H-Q20L60-2LI2-H1151) transmite informațiile pe cele două canale de ieșire sub forma unei variații liniare de curent, proporțională cu unghiul de înclinare, între 4 și 20 mA.



Figura 3.6. Detalii privind pozițiile de amplasare ale mărcilor tensometrice

Pe puntea *Spider8* au fost conectate cele două canale ale înclinometrului, respectiv înclinația pe axa X și înclinația măsurată pe axa Y, dispuse conform schemei și indicațiilor de pe carcasa înclinometrului [88],[89]. Sursa de alimentare necesară montajului a fost aceeași baterie de acumulatori de curent continuu 12V din circuitul electric al motorului de propulsie.

3.3.2 Metodologia desfășurării experimentului

Întrucât scopul experimentului este de a preleva date în condițiile reale de funcționare ale ambarcațiunii, locul de desfășurare al experimentului a fost stabilit pe albia principală a Dunării, în apropierea orașului Galați. Au fost alese un număr de 8 valori ale vitezei de deplasare a ambarcațiunii, cuprinse între 4 m/s și 12 m/s, iar aceste valori au fost convertite în km/h pentru a putea fi urmărite și verificate cu ajutorul GPS-ului. Gama de viteze alese în cadrul acestui experiment cuprinde atât valori la care navigația are loc în regim de tranziție cât și valori ale vitezei la care ambarcațiunea se află în glisare. La navigația în deplasament forțele care se exercită pe suprafața învelișului ambarcațiunii sunt predominant de natură hidrostatică și distribuite pe o suprafață mai mare comparativ cu forțele întâlnite în timpul deplasării în regim de glisare, care sunt de natură hidrodinamică, forțe de sustentare. În momentul actual există un interes crescut în lumea științifică internațională pentru studierea fenomenelor care apar în timpul glisării ambarcațiunilor din materiale compozite, dat fiind faptul că sunt din ce în ce mai multe utilizări atât civile cât și militare ale ambarcațiunilor de mare viteză, așa cum o demonstrează o scurtă trecere în revistă a celor mai recente materiale științifice publicate pe această temă. Astfel, Volpi (2015)[63] prezintă un experiment desfășurat pe o ambarcațiune prototip din materiale compozite la scara 1:1 în care rezultatele experimentului sunt comparate cu rezultatele simulării hidrodinamice numerice (CFD) demonstrând o bună convergență cantitativă și calitativă. Santoro (2014) analizează rezultatele experimentale pe un model la scară tractat în bazin în condiții de val regulat, comparând forțele de impact care apar pe elementele de înveliș pentru mai multe valori ale vitezei de înaintare [57]. Caramatescu (2016)

[90] prezintă un studiu comparativ între o metodă hidrodinamică numerică și o metodă empirică de evaluare a asietei și rezistenței unei ambarcațiuni glesoare pentru transport de mărfuri, având ca rezultat o bună corelare între metodele studiate.

Achiziția datelor a fost efectuată folosind un computer portabil pe care a fost instalat softul de achiziție CatmanExpress. Datele au fost prelevate folosind un număr de 14 canale: 10 canale pentru mărcile tensometrice, două canale pentru cele două accelerometre și două canale pentru cele două direcții de măsurare ale înclinometrului. Rata de achiziție a fost stabilită la 50 de citiri pe secundă, datele fiind prelevate în blocuri de 2040 valori brute pentru fiecare canal.

3.4 Prelucrarea datelor experimentale

Vitezele de deplasare ale ambarcaunilor glesoare nu permit înregistrarea caracteristicilor valului întâlnit în condiții reale de probe, așadar acest aspect a fost luat în considerare și filtrarea perioadelor de navigație în apă calmă sau de val a fost făcută pe baza înregistrărilor accelerometrelor.

Prelucrarea datelor în funcție de accelerațiile înregistrate a urmărit două aspecte principale:

-prelucrarea tuturor înregistrărilor astfel încât datele rămase să corespundă perioadelor de navigație în apă calmă. Scopul acestei filtrări este acela de a obține valorile tensiunilor normale înregistrate în condiții de apă calmă, astfel încât ele să poată fi comparate cu simulările numerice obținute în aceleași condiții, respectiv apă calmă. Prelucrarea s-a făcut prin eliminarea înregistrărilor din afara unui domeniu stabilit la $\pm 1/50$ g, respectiv $\pm 0,2$ m/s² al nivelului accelerației verticale în centrul de greutate al ambarcauniei, conform Yun et all. (2012) [91];

-aflarea valorilor maxime ale accelerațiilor verticale la care a fost supus corpul ambarcauniei, pentru a compara aceste valori cu normele de registru și a afla dacă variantele alternative de structuri propuse în conținutul acestei teze îmbunătățesc rezistența versiunii originale a structurii, folosită în cadrul experimentului.

În timpul desfășurării experimentelor, s-a urmărit în principal ca înregistrările să se deruleze pe toată gama de viteze în zone în care suprafața liberă a apei să nu fie perturbată de valuri, pentru a avea cât mai multe date înregistrate în apă calmă. În același timp, când a fost identificată o situație în care suprafața apei a prezentat valuri semnificative, s-au făcut înregistrări separate din care să se poată extrage nivelul maxim al accelerațiilor pentru acea viteză.

Reprezentarea grafică a datelor brute în funcție de timp arată o corelare interesantă între parametrii prelevați, mărcile tensometrice înregistrând deformații locale datorate variațiilor presiunii hidrodinamice, accelerometrele prova și pupa prezintă înregistrări în opoziție de fază la viteze mari de deplasare, datorită amplasării lor în raport cu centrul de greutate al ambarcauniei, unghiul de asietă se modifică în momentul în care prova întâlnește un val, fenomen înregistrat și de accelerometrul prova și de mărcile tensometrice amplasate în prova. Se observă faptul că mărcile tensometrice amplasate simetric față de planul diametral al ambarcauniei înregistrează semnale aproape identice, cu valori variind paralel, cu foarte mici diferențe datorate variațiilor de grosime inerente ale materialului din care este confecționat corpul. În același timp, mărcile tensometrice poziționate pe aceeași secțiune transversală înregistrează semnale similare dacă se află în zona udată a carenei.

În concluzie, se poate considera că datele prelevate de la toate instrumentele de măsurare se validează reciproc și prezintă în ansamblul lor o bună sursă de informații care ajută la studierea fenomenelor complexe ce se produc la deplasarea în regim de glisare a ambarcauniei.

Parțial aceste date au fost diseminate prin prezentarea lor într-un articol în cadrul conferinței internaționale IMAM 2017 [92], unde fost prezentată analiza pe două valori ale vitezelor de deplasare, respectiv 4 m/s și 5 m/s, comparând deplasările măsurate de mărcile tensometrice cu deplasările calculate prin FEM având ca încărcare presiunea normală (incluzând componentele hidrostatische și hidrodinamice) obținute prin CFD. Rezultatele au arătat o bună corelare între experiment și simularea numerică, prezentarea articolului fiind foarte apreciată în cadrul conferinței.

Pentru exemplificare am selectat un set de înregistrări derulate la 6m/s, valoare aflată la

jumătatea vitezei maxime la care a fost desfășurat experimentul, respectiv 12 m/s. În Figurile 3.14 - 3.16 sunt prezentate grafic în formă neprelucrată, brută, variațiile înregistrărilor în funcție de timp pentru mărcile tensometrice, accelerații și unghiuri de înclinare transversală și longitudinală. După îndepărtarea valorilor conform criteriului stabilit anterior, valorile tensiunilor normale au fost transpuse în spectrul frecvențelor prin intermediul unei transformate Fourier folosind un script dezvoltat în limbajul de programare Python (Figura 3.12). Scopul acestei transpuneri a fost de a valida normalitatea distribuției datelor înregistrate și de a compara valoarea amplitudinii în domeniul frecvenței x_{FFT} (prezentată în Tab. 3.7 brut pe fiecare înregistrare în Tab. 3.8 grupat în funcție de viteze) cu valoarea medie \bar{x} , prezentată în Tabelul 3.9. Pentru toate datele analizate, variația dintre valoarea mediată \bar{x} și amplitudinea maximă obținută prin transformata Fourier x_{FFT} a fost foarte mică. Au fost de asemenea verificat numărul de valori rămase după filtrare, pentru a afla conform Rumșiski (1974) [87] care este nivelul de încredere al rezultatelor experimentului.

Reprezentarea grafică permite urmărirea cu ușurință a dinamicii fenomenului și selectarea pentru studiere a impactului corpului ambarcațiunii cu valurile, regăsite în măsurători printr-o înregistrare a unui semnal de amplitudine mare a accelerometrului prova și a unor variații semnificative ale tensiunilor normale. În figurile 3.20-3.22 sunt prezentate date în intervalul cuprins între secunda 30 și secunda 35 din înregistrarea 6c în cursul cărora au fost întâlnite astfel de situații notabile și în care se poate vedea variația înregistrărilor la impactul ambarcațiunii cu o serie de valuri. Aceste fenomene vor fi studiate ulterior din punct de vedere al valorilor maxime ale accelerațiilor înregistrate de ambarcațiune pentru a testa rezistența soluțiilor structurale alternative propuse.

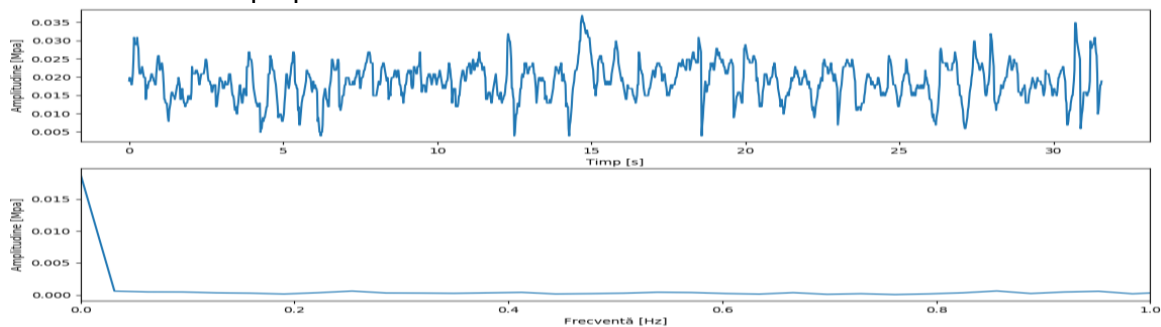


Figura 3.12. Variația semnalului unei mărci tensometrice și transformata Fourier folosind mediul de programare Python

Valorile din Tabelul 3.10 prezentat mai jos compară procentual valoarea medie \bar{x} cu amplitudinea x_{FFT} . De asemenea, rezultatele măsurătorilor pentru unghiul de înclinare longitudinală (asietă) vor fi folosite la validarea parțială a rezultatelor simulării CFD, prin compararea cu unghiul rezultat din aceste calcule. În prima etapă va fi comparat acestui unghi cu valorile rezultate din predicțiile metodei de estimare a rezistenței la înaintare și asietă propusă de Savitsky[29], [30] observând o corelare bună. Unghiul de înclinare transversală nu prezintă variații semnificative (mai mari de $\pm 1^\circ$) pe parcursul nici unei înregistrări filtrate.

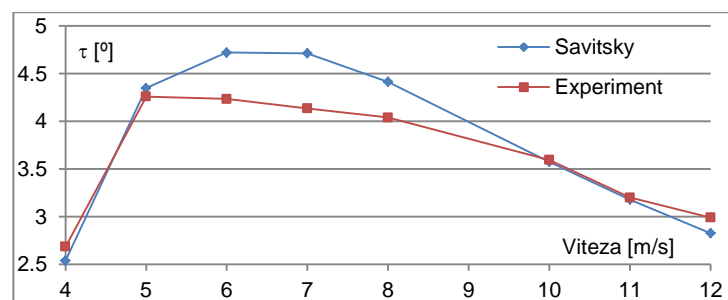
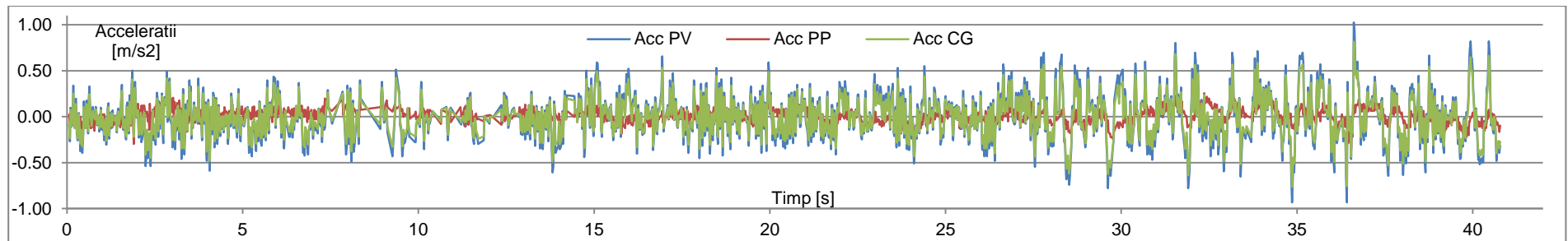
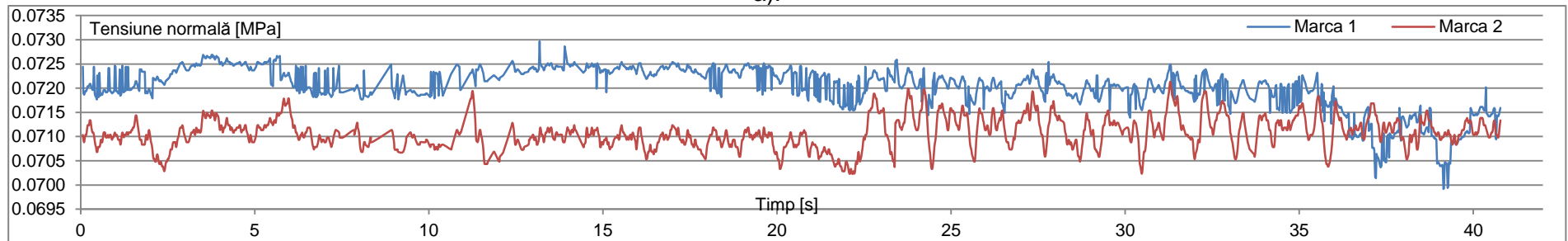


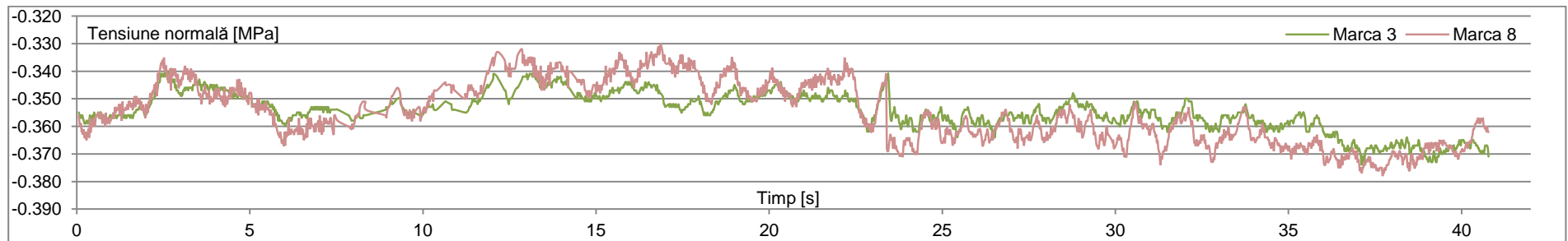
Figura 3.13. Variațiile unghiului de asietă măsurat (Experiment) și estimat prin metoda Savitsky



a).

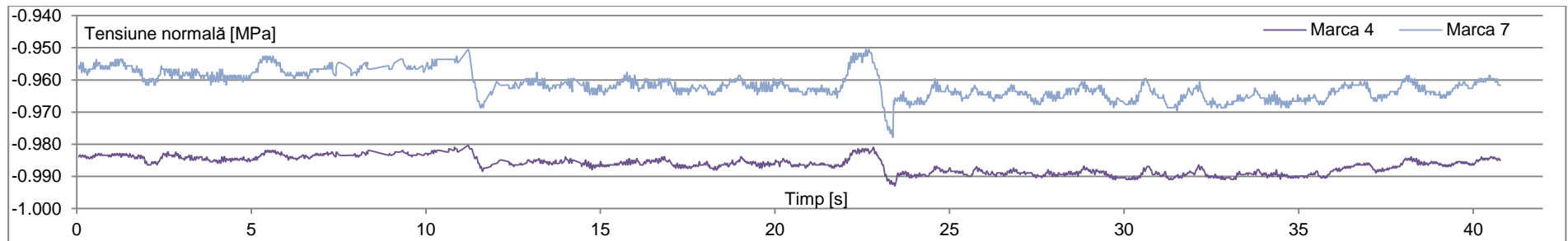


b).

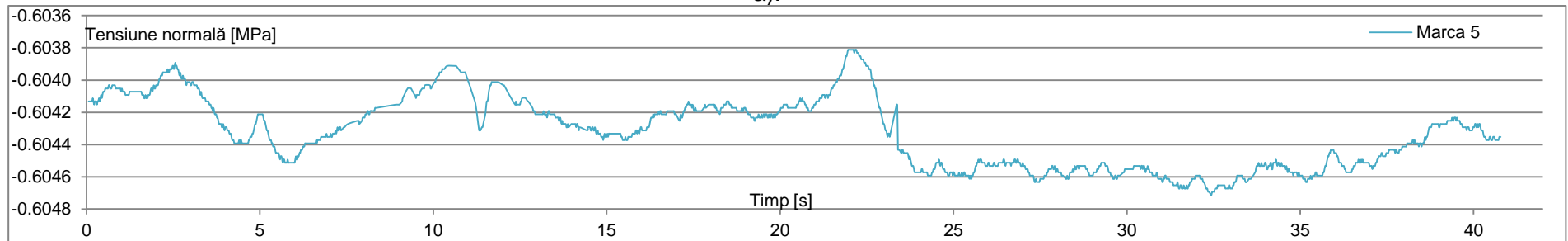


c).

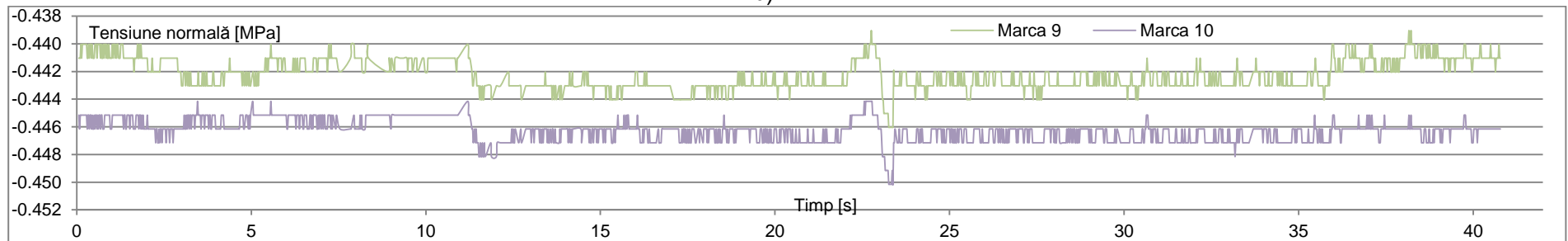
Figura 3.14. Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a) și perechile de mărci tensometrice 1-2 (b) și 3-8 (c)



a).

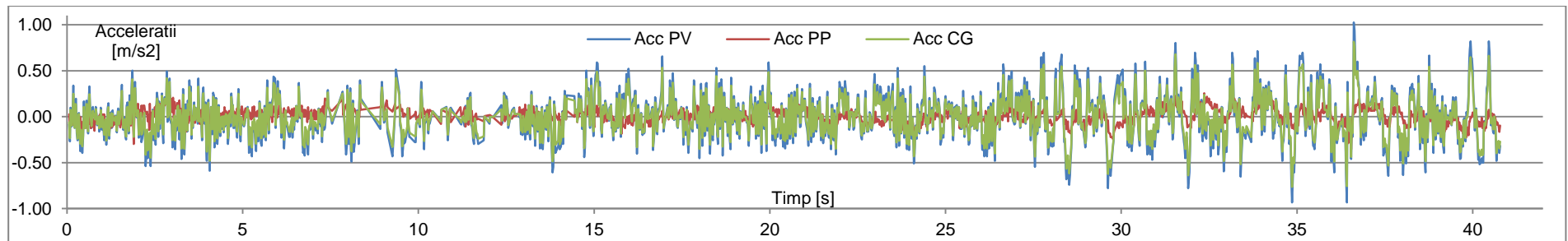


b).

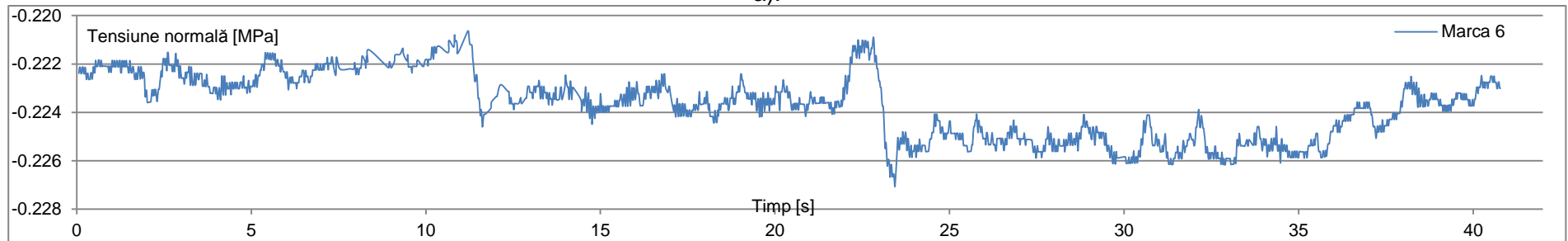


c).

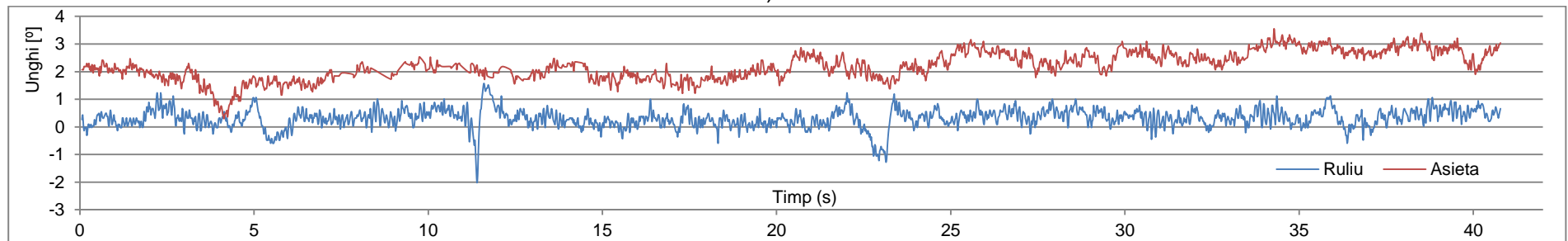
Figura 3.15. Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6a (6m/s) pentru perechile de mărci tensometrice 4-7 (a) și 9-10 (c), precum și marca 5 (b)



a).

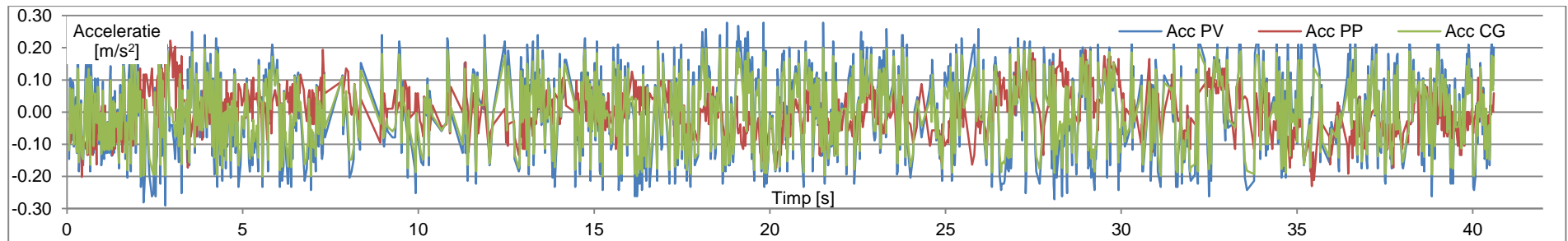


b).

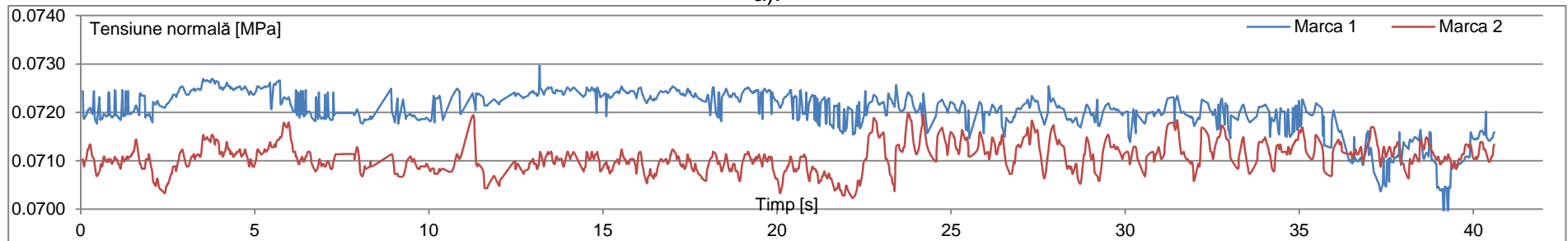


c).

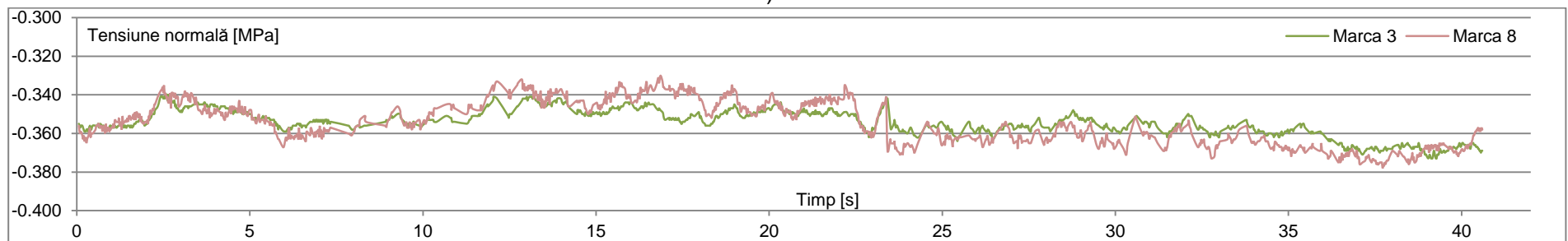
Figura 3.16. Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a), marca 6 (b) și unghiurile de înclinare transversală (Ruliu) și longitudinală (Asieta) (c)



a).

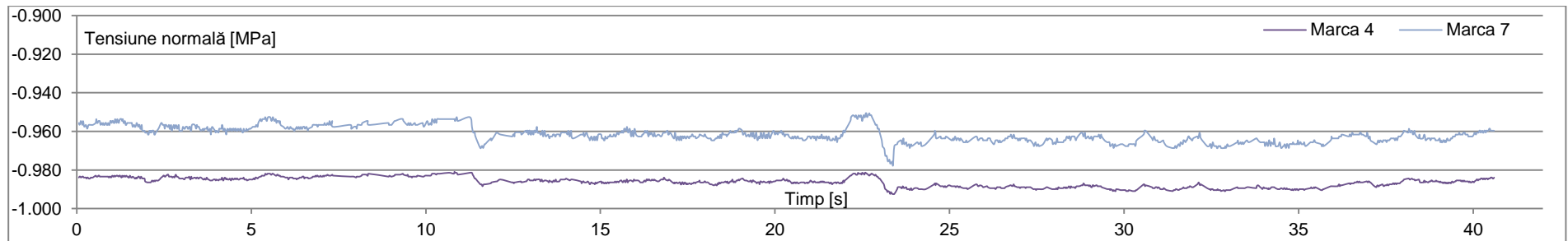


b).

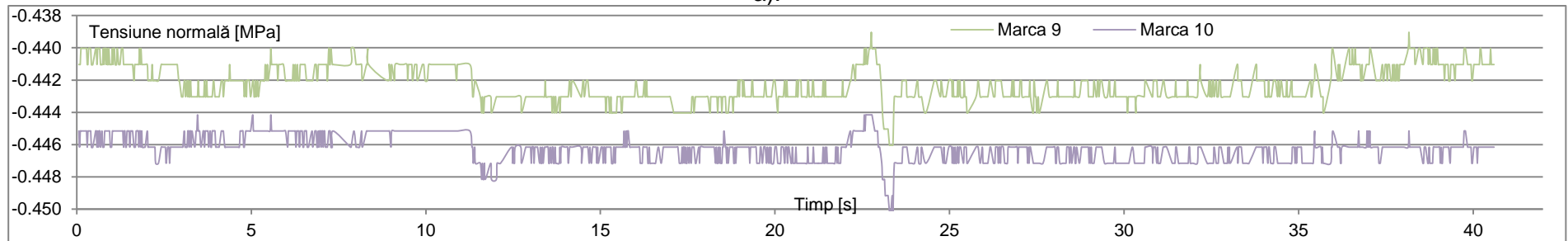


c).

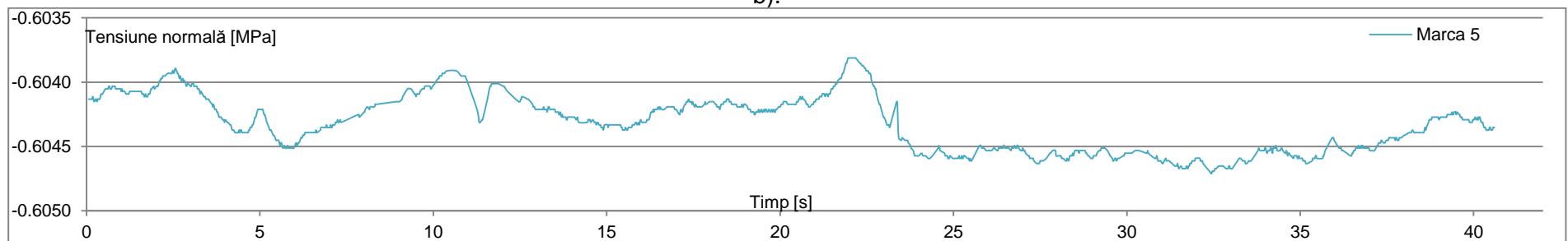
Figura 3.17. Reprezentarea grafică a datelor filtrate din înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a), perechile de mărci 1-2 (b) și 3-8 (c)



a).

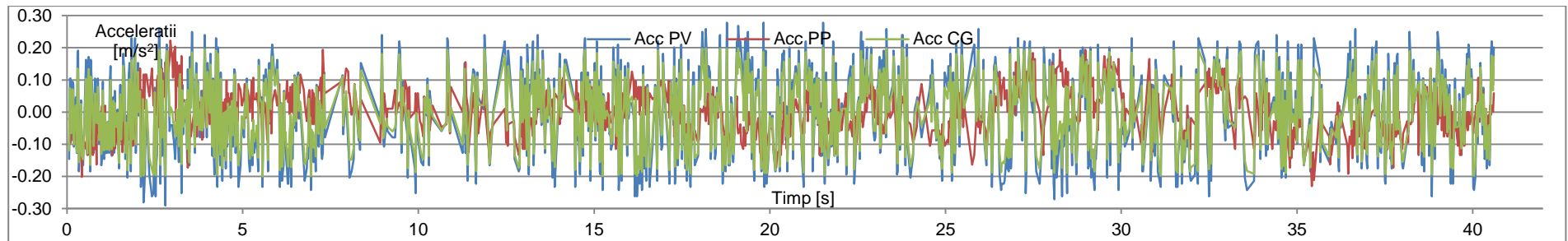


b).

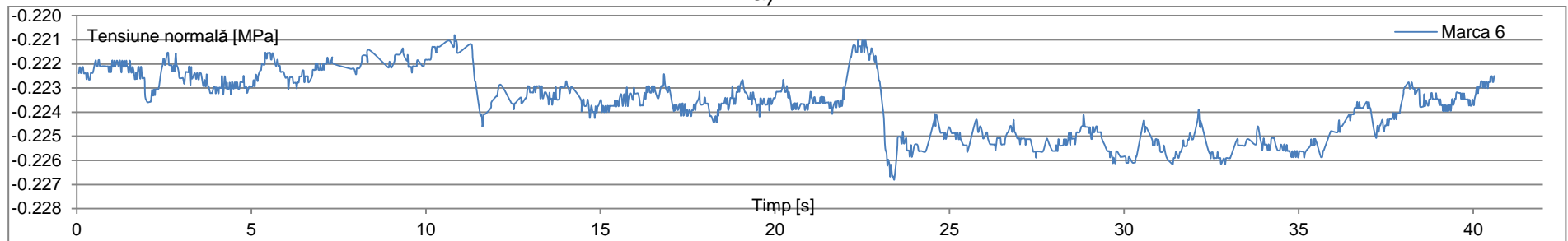


c).

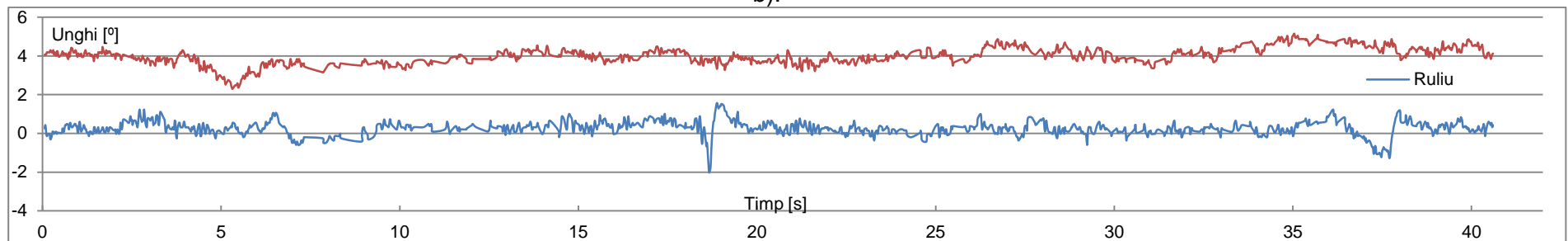
Figura 3.18. Reprezentarea grafică a datelor filtrate din înregistrarea 6a (6m/s) pentru perechile de mărci tensometrice 4-7 (a) și 9-10 (b), precum și marca 5 (c)



a).

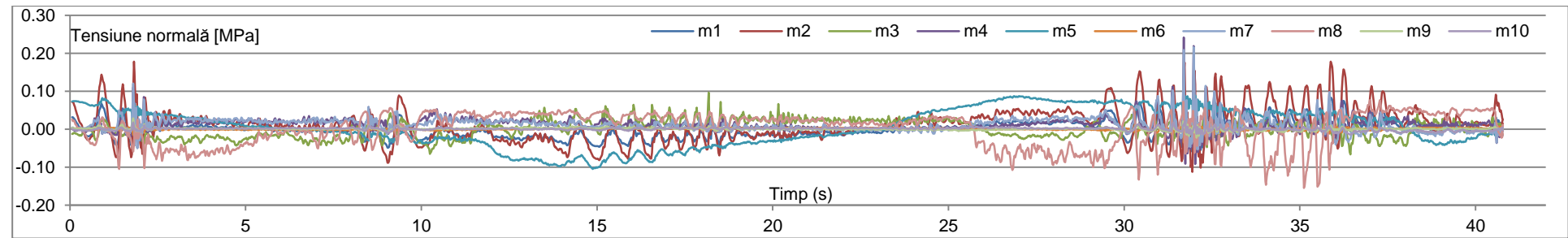


b).

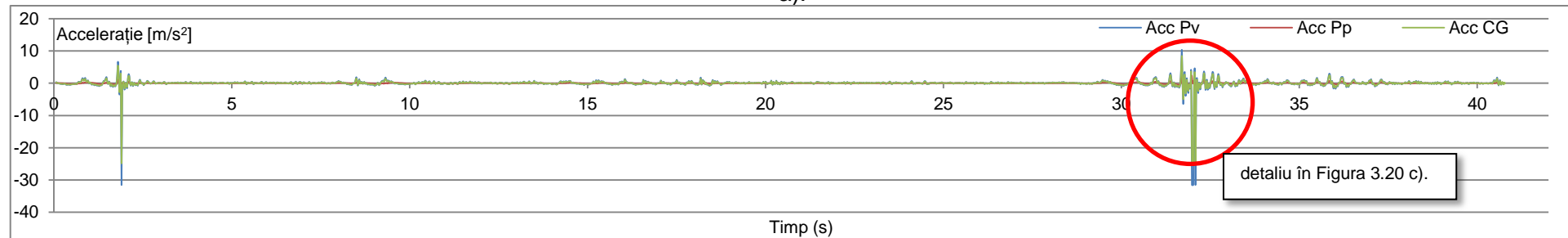


c).

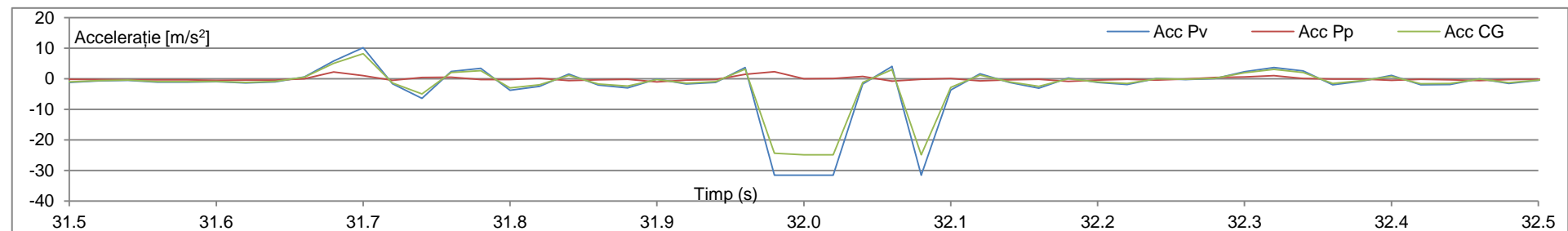
Figura 3.19. Reprezentarea grafică a datelor filtrate din înregistrarea 6a (6m/s) pentru accelerații (a), marca 6 (b) și unghiurile de înclinare transversală (Ruliu) și longitudinală (Asietă) (c)



a).

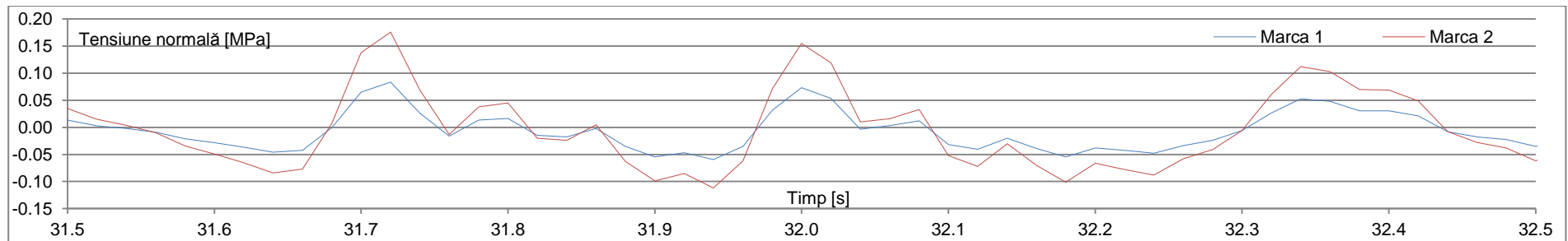


b).

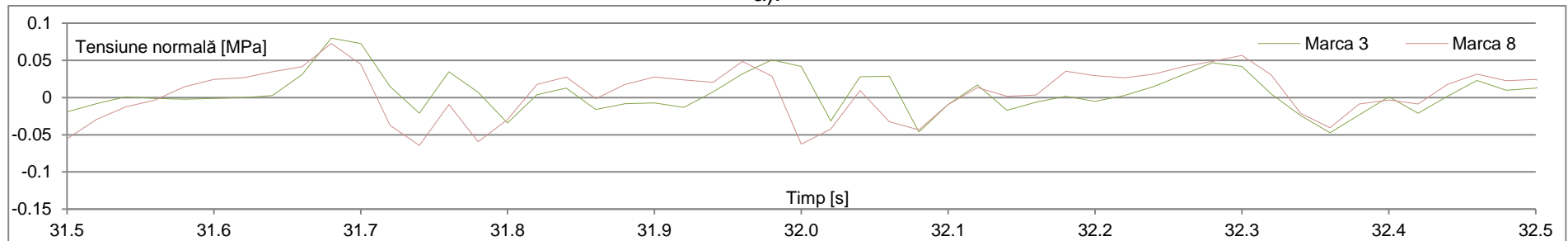


c).

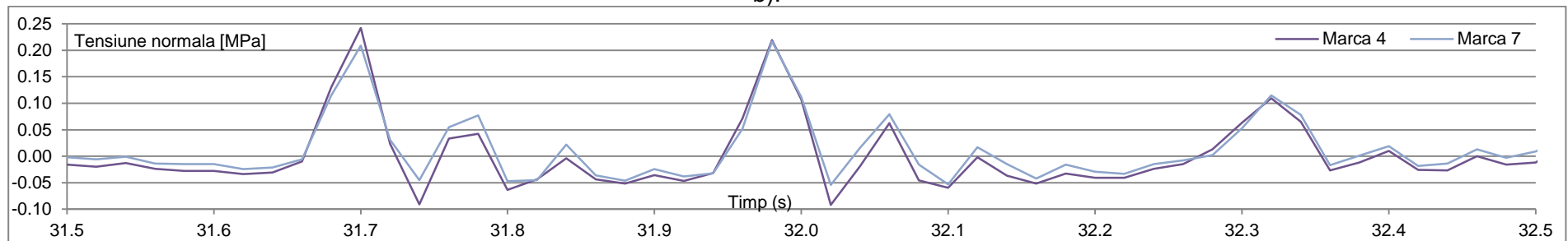
Figura 3.20. Reprezentarea grafică a datelor brute prelevate la înregistrarea 6c (val) (6m/s) pentru valorile accelerațiilor (a), toate mărcile tensometrice (b) și un extras pentru valorile accelerațiilor în intervalul cuprins între secundele 31,5 și 32,5 ale înregistrării (c)



a).



b).



c).

Figura 3.21. Reprezentarea grafică a unui extras cuprins între secundele 31,5 și 32,5 din datele brute prelevate la înregistrarea 6c (6m/s) pentru perechea de mărci 1-2 (a), 3-8 (b) și 4-7 (c)

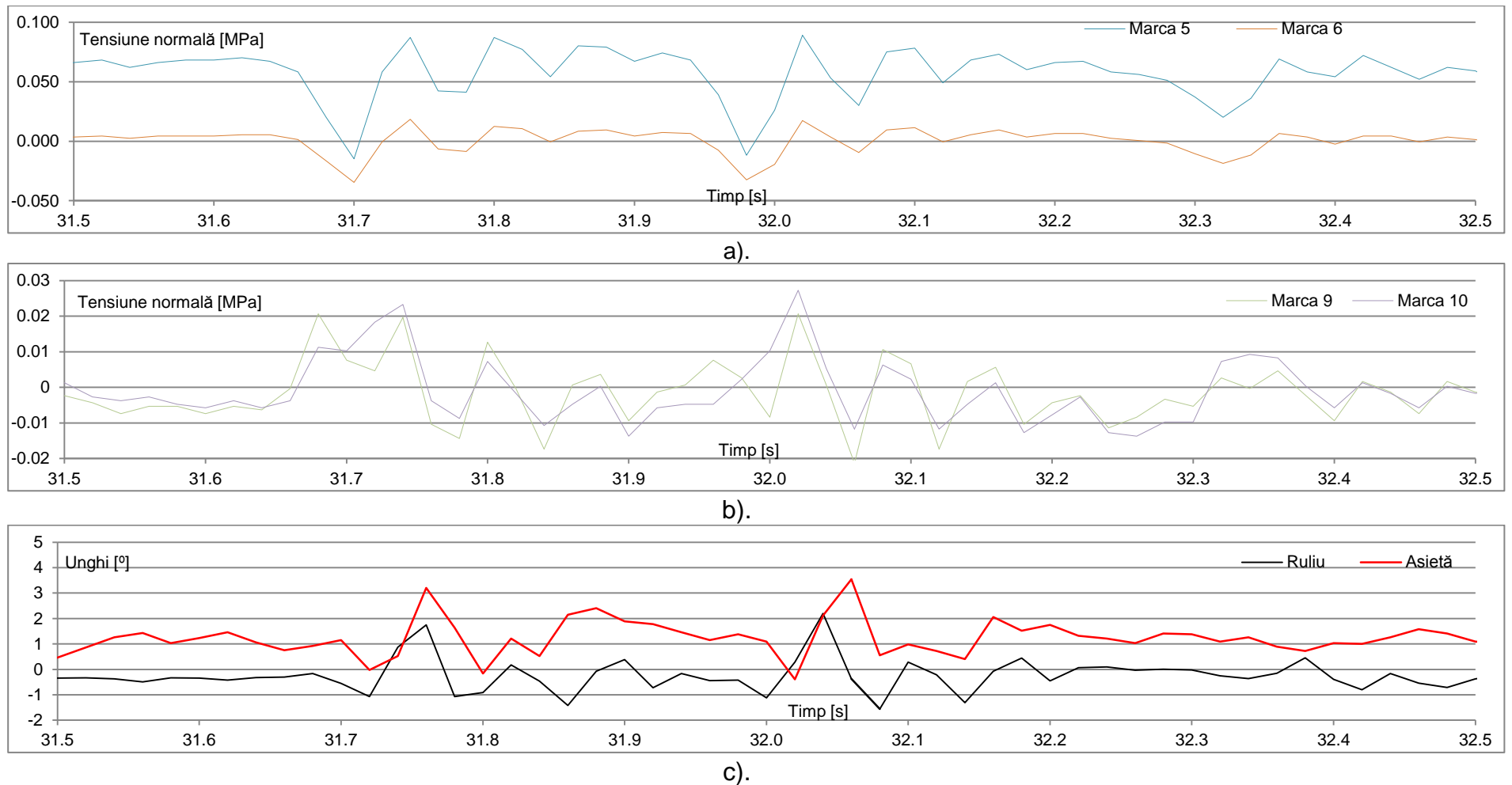


Figura 3.22. Reprezentarea grafică a unui extras cuprins între secundele 31,5 și 32,5 din datele brute prelevate la înregistrarea 6c (6m/s) pentru mărcile 5 și 6 (a), perechea 9-10 (b) și valorile unghiurilor de asietă și rului (c)

Tabelul 3.7. Amplitudinea semnalului filtrat prelucrat x_{FFT}

ÎNREGISTRARE	VITEZĂ [m/s]	Tensiune normală filtrată FFT [MPa]										NUMĂR VALORI	α_i
		M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10		
V4a	4	0,092940	0,095522	-0,702610	-1,976200	-1,306509	-0,191928	-1,959054	-0,683755	-0,577457	-0,576154	355	0,9973
v4b	4	0,081753	0,084024	-0,618036	-1,738322	-1,149243	-0,168825	-1,723240	-0,601450	-0,507948	-0,506801	378	0,9973
5a	5	-0,007917	-0,008072	-0,218552	-0,904828	-0,536498	-0,084770	-0,908629	-0,221570	-0,306074	-0,296108	350	0,9973
5b	5	-0,006914	-0,007049	-0,190851	-0,790146	-0,468500	-0,074026	-0,793465	-0,193487	-0,267281	-0,258578	355	0,9973
6a	6	-0,027477	-0,029071	-0,196086	-0,900118	-0,510746	-0,069038	-0,899064	-0,195683	-0,233922	-0,250657	344	0,9973
6b	6	-0,023005	-0,024339	-0,164167	-0,753599	-0,427608	-0,057800	-0,752716	-0,163830	-0,195845	-0,209856	340	0,9973
7a	7	-0,048215	-0,048722	-0,176772	-0,804264	-0,500974	-0,053203	-0,806694	-0,176897	-0,160701	-0,161577	288	0,9973
7b	7	-0,040428	-0,040853	-0,148221	-0,674367	-0,420061	-0,044611	-0,676404	-0,148326	-0,134746	-0,135481	278	0,9973
8a	8	-0,052192	-0,051005	-0,101660	-0,655879	-0,363241	-0,009270	-0,649852	-0,100732	-0,115349	-0,110714	218	0,9973
8b	8	-0,049871	-0,048737	-0,097139	-0,626713	-0,347088	-0,008858	-0,620954	-0,096253	-0,110220	-0,105791	257	0,9973
10a	10	-0,037511	-0,037759	-0,127192	-0,875204	-0,435022	-0,018581	-0,874476	-0,126426	-0,035789	-0,029679	198	0,9973
10b	10	-0,036156	-0,036395	-0,122596	-0,843578	-0,419303	-0,017909	-0,842877	-0,121857	-0,034496	-0,028606	178	0,9973
11	11	-0,033504	-0,033222	0,074382	-1,034927	-0,512658	-0,046178	-1,041298	0,075752	-0,030819	-0,027799	151	0,997
12	12	-0,031842	-0,031705	0,084515	-1,104793	-0,580289	-0,042385	-1,107439	0,085433	-0,011006	-0,008574	29	0,994

Tabelul 3.8. Media aritmetică a semnalului filtrat prelucrat x_{FFT} , grupată în funcție de fiecare viteză

Viteza [m/s]	Tensiune normală [Mpa]									
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10
4	0,0873	0,0898	-0,6603	-1,8573	-1,2279	-0,1804	-1,8411	-0,6426	-0,5427	-0,5415
5	-0,0074	-0,0076	-0,2047	-0,8475	-0,5025	-0,0794	-0,8510	-0,2075	-0,2867	-0,2773
6	-0,0252	-0,0267	-0,1801	-0,8269	-0,4692	-0,0634	-0,8259	-0,1798	-0,2149	-0,2303
7	-0,0443	-0,0448	-0,1625	-0,7393	-0,4605	-0,0489	-0,7415	-0,1626	-0,1477	-0,1485
8	-0,0510	-0,0499	-0,0994	-0,6413	-0,3552	-0,0091	-0,6354	-0,0985	-0,1128	-0,1083
10	-0,0368	-0,0371	-0,1249	-0,8594	-0,4272	-0,0182	-0,8587	-0,1241	-0,0351	-0,0291
11	-0,0335	-0,0332	0,0744	-1,0349	-0,5127	-0,0462	-1,0413	0,0758	-0,0308	-0,0278
12	-0,0318	-0,0317	0,0845	-1,1048	-0,5803	-0,0424	-1,1074	0,0854	-0,0110	-0,0086

Tabelul 3.9. Valoarea medie \bar{x} a semnalului filtrat neprelucrat FFT

Viteza [m/s]	Tensiune normală [Mpa]									
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10
4	0,088220	0,089773	-0,680133	-1,875834	-0,982301	-0,135282	-1,785912	-0,604046	-0,705513	-0,379034
5	-0,006674	-0,007258	-0,198560	-0,881387	-0,437174	-0,107981	-0,859557	-0,188851	-0,355480	-0,144219
6	-0,025746	-0,025904	-0,214351	-0,826859	-0,431643	-0,059614	-0,809372	-0,179757	-0,227776	-0,322359
7	-0,042992	-0,045683	-0,159246	-0,746709	-0,455912	-0,046462	-0,756380	-0,162612	-0,125565	-0,111397
8	-0,050521	-0,050370	-0,100394	-0,647709	-0,355165	-0,009064	-0,635403	-0,100463	-0,122935	-0,106087
10	-0,036834	-0,037077	-0,126143	-0,850797	-0,431434	-0,018610	-0,867263	-0,124142	-0,039360	-0,032348
11	-0,032499	-0,034550	0,075870	-1,014229	-0,522911	-0,054490	-1,030885	0,074995	-0,036674	-0,024741
12	-0,031205	-0,031070	0,083670	-1,093745	-0,586092	-0,039842	-1,096365	0,083725	-0,010346	-0,007717

Tabelul 3.10. Variația procentuală între \bar{x}/x_{FFT}

Viteza [m/s]	Variație procentuală									
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10
4	0,01	0,00	0,03	0,01	-0,20	-0,25	-0,03	-0,06	0,30	-0,30
5	-0,10	-0,04	-0,03	0,04	-0,13	0,36	0,01	-0,09	0,24	-0,48
6	0,02	-0,03	0,19	0,00	-0,08	-0,06	-0,02	0,00	0,06	0,40
7	-0,03	0,02	-0,02	0,01	-0,01	-0,05	0,02	0,00	-0,15	-0,25
8	-0,01	0,01	0,01	0,01	0,00	0,00	0,00	0,02	0,09	-0,02
10	0,00	0,00	0,01	-0,01	0,01	0,02	0,01	0,00	0,12	0,11
11	-0,03	0,04	0,02	-0,02	0,02	0,18	-0,01	-0,01	0,19	-0,11
12	-0,02	-0,02	-0,01	-0,01	0,01	-0,06	-0,01	-0,02	-0,06	-0,10

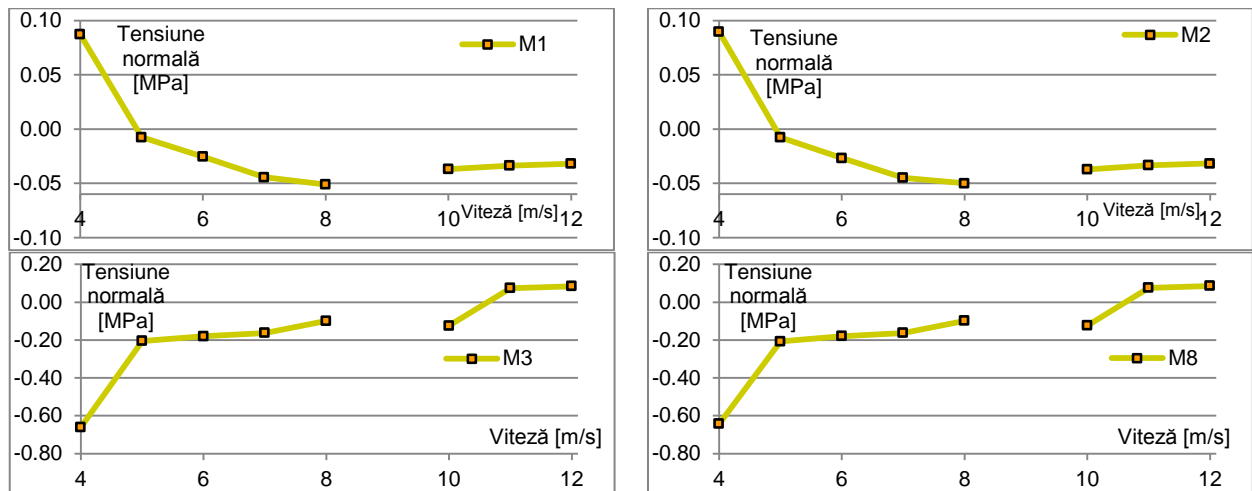


Figura 3.23. Variațiile tensiunii normale în funcție de viteză pentru perechile de mărci 1-2 și 3-8

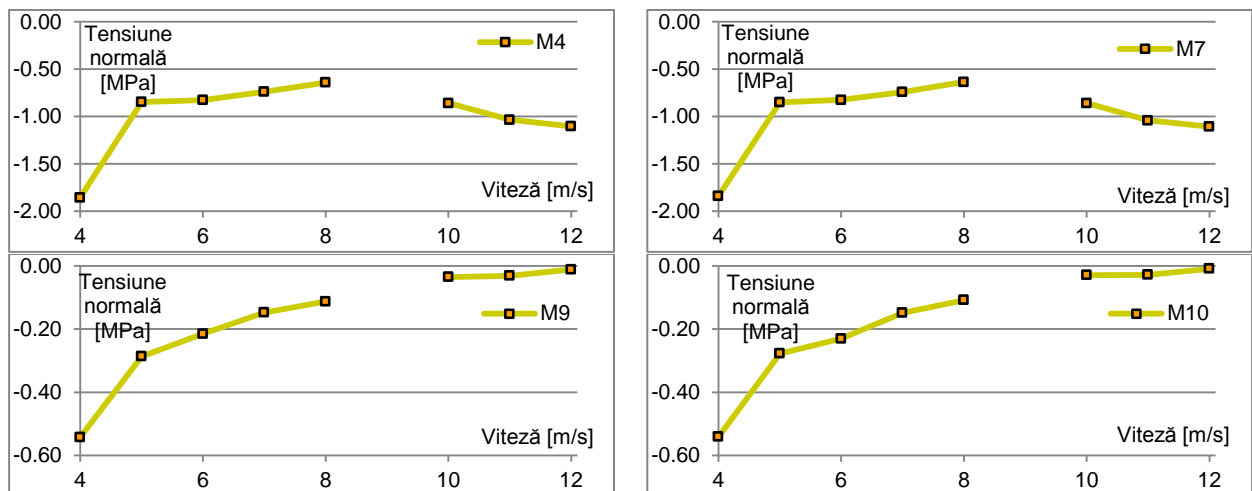


Figura 3.24. Variațiile tensiunii normale în funcție de viteză pentru perechile de mărci 4-7 și 9-10

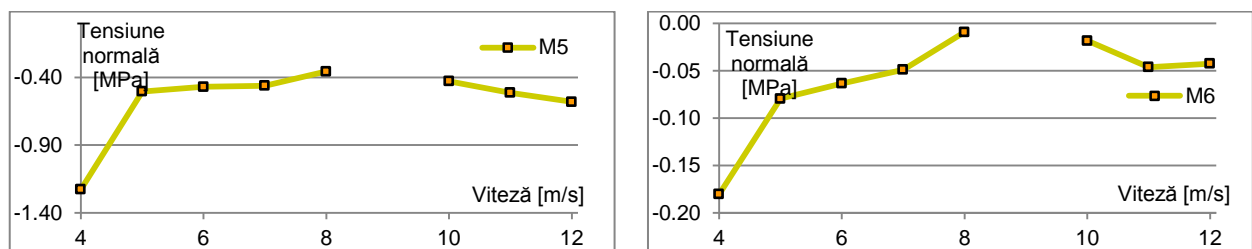


Figura 3.25. Variațiile tensiunii normale în funcție de viteză pentru mărcile 5 și 6

În urma comparării valorilor semnalului prelucrat în domeniul de frecvență χ_{FFT} și valoarea medie \bar{x} se poate observa că datele prezintă o distribuție normală, În seria de grafice din Figurile 3.23 - 3.25 se poate urmări variația tensiunilor normale pe fiecare marcă separat în funcție de viteza de deplasare a ambarcațiunii, urmând ca aceste variații să fie comparate cu rezultatele obținute în urma analizei structurale prin metoda elementului finit.

3.5 Concluzii

Se poate considera că au fost înregistrate un număr satisfăcător de date din care se pot extrage câteva concluzii principale. Trebuie menționat că datele din acest experiment constituie un important argument în validarea experimentelor numerice care vor căuta să analizeze

comportamentul ambarcațiunii la aceleași viteze de deplasare și să compare tensiunile normale obținute din experimentul numeric cu cele obținute în experimentul la natură.

Se pot formula câteva concluzii în urma desfășurării acestui experiment:

1. Din punct de vedere al amplitudinii mărimilor măsurate se observă că, la viteze mici, variațiile semnalelor tuturor mărcilor tensometrice cu excepția perechii de mărci 1-2 sunt foarte apropiate de axa neutră, amplitudinea acestora crescând odată cu mărirea vitezei; acest fenomen este firesc, dat fiind faptul că forțele hidrodinamice care generează aceste fenomene cresc odată cu viteza de deplasare a ambarcațiunii, în timp ce zona prova unde sunt amplasate mărcile 1-2 este suspendată deasupra apei la viteze mai mari de deplasare;

2. Valorile tensiunilor măsurate în punctele dispuse simetric față de planul diametral (PD) variază aproape identic, fiind o foarte mică diferență datorată variațiilor de grosime inerente ca urmare a procesului tehnologic de obținere a corpului ambarcațiunii;

3. Valorile accelerațiilor măsurate în prova și în pupa ambarcațiunii au amplitudini diferite, fapt ce se datorează poziționării diferite față de centrul de greutate al ambarcațiunii. Accelerațiile în prova prezintă amplitudini mai mari decât în zona pupa, fenomen ce se amplifică odată cu mărirea vitezei de deplasare;

4. De asemenea, se poate observa că odată cu mărirea vitezei de deplasare, variațiile accelerațiilor prova respectiv pupa prezintă o foarte mică defazare în domeniul de timp, Acest fenomen se explică prin faptul că la viteze mici ambarcațiunea se află în regim de deplasament, mișcările acesteia fiind în principal de tip translație, astfel încât accelerațiile înregistrate se află în fază, Odată cu mărirea vitezei de deplasare și intrarea în regim de glisare, forțele de susținere care prezintă variații datorate neregularității suprafeței apei (valuri) se aplică inițial pe zona prova și parcurg lungimea corpului cu viteza de deplasare a ambarcațiunii, astfel încât accelerometrul prova înregistrează o oscilație manifestată după un mic interval de timp (atenuată, așa cum am menționat la punctul 3) în înregistrările accelerometrului pupa;

5. Înregistrările unghiului de asietă prezintă o corelare cu accelerațiile înregistrate în prova ambarcațiunii, în special la viteze mari de deplasare, Aceste măsurători confirmă natura mișcărilor de translație manifestate la viteze mici de deplasare precum și a celor de rotație care apar odată cu mărirea vitezei;

6. Înregistrarea 6c și prezintă valori mari ale amplitudinilor accelerațiilor măsurate în ambele puncte, datorate faptului că această măsurătoare a fost făcută în condiții de val, Aceste valori vor fi utile în validarea încărcărilor maxime de calcul la care poate fi supusă ambarcațiunea în timpul experimentului și verificarea soluțiilor propuse de îmbunătățire a structurii ambarcațiunii la impactul cu valurile, Se pot observa cu ușurință variațiile bruște ale înregistrărilor mărcilor tensometrice în momentul impactului cu suprafața apei, perfect sincronizate cu variațiile măsurate de accelerometre, exemplificate în seria de grafice din Figurile 3.20-3.22.

Capitolul IV Modelarea numerică a curgerii în jurul ambarcațiunii

4.1 Scopul și obiectivele capitolului

Dezvoltarea accelerată a tehnicii de calcul și folosirea metodelor numerice simplificate pentru rezolvarea problemelor ridicate de curgerea unui fluid pe lângă carena unei nave creează premisele ca metodele CFD să constituie un puternic instrument de verificare în domeniul ingineriei navale. Validarea experimentală rămâne necesară întrucât complexitatea interacțiunilor care se desfășoară între solid (corpul navei) și fluid (mediul în care aceasta plutește) este greu de reprodus încă prin metode numerice. Prezenta lucrare intenționează să stabilească o metodologie numerică de aflare a distribuției de presiuni pe învelișul unei ambarcațiuni aflate în regim tranzitoriu și de glisare și folosirea acestor încărcări în calculul structural prin metoda elementului finit.

Scopul propus pentru acest capitol este aflarea distribuției de presiuni pe carena ambarcațiunii folosite în cadrul experimentului descris în capitolul anterior, în aceleași condiții de utilizare.

Obiectivele care conduc la atingerea acestui scop sunt reproducerea cât mai exactă a condițiilor reale de deplasare a ambarcațiunii în regim tranzitoriu și de glisare în cadrul unei simulări numerice și validarea acestei simulări prin compararea poziției finale a ambarcațiunii pentru fiecare viteză de deplasare considerată. În urma acestei simulări se poate extrage distribuția de presiuni și prelucrarea acestor date astfel încât ele să poată fi utilizate ulterior ca date de intrare pentru un program de analiză structurală.

Calculule structurale conform registrelor de clasificare au la bază încărcări hidrodinamice aproximative, calculate sau obținute experimental prin diverse metode. În încercarea de a oferi o soluție cât mai sigură, aceste presiuni dinamice sunt majorate, însă uneori cercetarea experimentală demonstrează că această majorare nu este suficientă [52], [53]. Distribuția acestor încărcări pe suprafața udată a carenei este estimativă, împărțind această suprafață în două zone aproximativ egale, însă pe care se aplică forțe de presiune calculate în bază unor coeficienți de corecție diferiți. Suprafața udată, care preia în realitate încărcarea dinamică a unei ambarcațiuni aflate în regim dinamic de deplasare este variabilă, și scade odată cu mărirea vitezei de deplasare, însă nu poate fi obținută cu precizie prin nici o metodă de calcul consacrată în prezent.

4.2 Stabilirea datelor de intrare

Datele de intrare necesare pentru o analiză hidrodinamică numerică sunt constituite din geometria carenei, coordonatele centrului de greutate al corpului, direcția și punctul de aplicare al forței de împingere, precum și viteza de deplasare a carenei pentru care se dorește efectuarea simulării.

Pentru reproducerea cu precizie a formelor complexe ale geometriei carenei a fost folosită tehnica scanării tridimensionale (Figura 4.1 a), cu ajutorul unui scanner model Sense produs de firma 3D Systems.

Pentru transpunerea în format electronic CAD a formei unei carene, în mod traditional se folosesc sabloane decupate din carton sau placaj, care apoi sunt măsurate și reproduse prin transpunerea cotelor în programul de desen. Aceasta metoda clasică prezintă avantajul unei economii de resurse financiare, însă este o metodă greoaie, care necesită un buget de timp mare și un atelier de modelarie cu utilaje specifice pentru confecționarea cu precizie a sabloanelor.

4.3 Discretizarea suprafeței corpului și a domeniului de calcul

Pentru discretizarea suprafeței carenei a fost folosită o grilă carteziană monobloc nestructurată. Topologia grilei este de tip H-H, compusă din elemente hexaedrale adiacente. Împreună cu domeniul de calcul au fost generate în medie 2,5 milioane de celule pentru fiecare dintre viteze. Așa cum au fost descrise în Capitolul 2, condițiile de margine aplicabile sunt:

- viteza constantă, egală cu viteza de deplasare a navei la intrarea în domeniul de calcul (amonte);
- condiții de alunecare la ieșirea din domeniul de calcul (aval), precum și pentru frontierele exterioare ale domeniului, pe suprafața liberă și în planul de simetrie;
- pe suprafața corpului se impune condiția de aderare a particulei de fluid la perete (no slip).

În Figura 4.4 în partea dreaptă pot fi urmărite reprezentările în vedere laterală ale grilelor generate pentru fiecare viteză de deplasare a ambarcațiunii.

Rafinarea grilei se face prin divizarea celulelor astfel încât în zonele de interes cum ar fi suprafața liberă în zona de contact cu carena, redane, intersecția oglinzii cu bordajul și fundul este prezentă o densitate mai mare de celule [66]. În Figura 4.5 poate fi urmărită rafinarea în zona prova și în zona pupa pentru cazul de simulare a deplasării cu viteza de 8 m/s.

În scopul modelării corecte a stratului turbulent și ținând cont de puterea de procesare disponibilă, pentru valoarea coeficientului adimensional y^+ a fost aleasă valoarea 5.

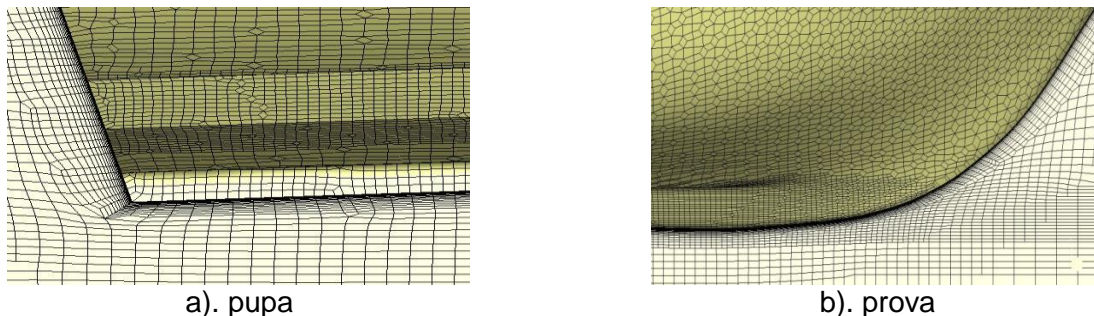


Figura 4.2. Rafinarea prin subdivizare a celulelor în zonele de interes pentru fenomenele de curgere turbulentă

4.4 Strategia de calcul

O serie de studii au abordat problema rezolvării numerice a curgerii în jurul unei carene aflate în regim de glisare bazându-se pe teoria curgerii potențiale [94], [95], însă în aceste cazuri dezavantajul este prezentat de faptul că aceste metode pot fi folosite doar în simulările pentru viteze de curgere foarte mari, neputând reproduce foarte bine formarea valurilor și a perdelelor de stopi care apar. Soluțiile ulterioare care au apărut s-au bazat pe noi abordări privind curgerile la numere Froude mari, caracterizate prin faze multiple. În aceste situații, componentele rezistenței de natură vâscoasă și rezistenței de presiune sunt corelate în mod neliniar cu forțele portante hidrodinamice și unghiul de asietă [96], [97], [98]. Modelul de calcul folosit de programul în care au fost efectuate simulările din lucrarea de față se bazează pe ecuațiile Navier -Stokes mediate Reynolds (RANS) pentru estimarea performanțelor hidrodinamice, metoda VOF pentru estimarea suprafeței libere a unui lichid incompresibil și non miscibil cu al doilea fluid [99], [100] și modelul de turbulență k- ω .

Calculul a urmărit aflarea presiunii totale (hidrodinamice și hidrostactice) în momentul stabilizării corpului ambarcațiunii din punct de vedere al mișcării de translație pe verticală (heave) și mișcării de rotație în jurul axei OY (pitch)

4.5 Rezultatele simulărilor numerice

În urma simulării numerice a fost obținută valoarea unghiului de asietă și o distribuție de presiuni pe toată suprafața udată a carenei. În scopul confirmării / infirmării corectitudinii simulării numerice, se poate recurge la compararea valorilor unghiului de asietă în poziția stabilizată a corpului pentru fiecare dintre valorile de viteză considerate în experiment (EFD) cu valorile unghiului de asietă din simularea numerică (CFD), precum și cu valoarea calculată cu ajutorul metodei Savitsky [29],[30].

Valorile calculate și măsurate ale unghiului de asietă τ sunt reprezentate sub formă numerică în Tabelul 4.3 și grafică în Figura 4.3.

Tabelul 4.3. Valorile calculate ale asietei

v [m/s]	τ_{EFD} [°]	τ_{CFD} [°]	$\tau_{Savitsky}$ [°]
4	3,12	3,21	2,54
5	4,26	4,29	4,35
6	4,23	4,20	4,72
7	4,14	4,16	4,71
8	4,04	4,05	4,41
10	3,59	3,61	3,57
11	3,20	3,25	3,18
12	2,99	3,03	2,83

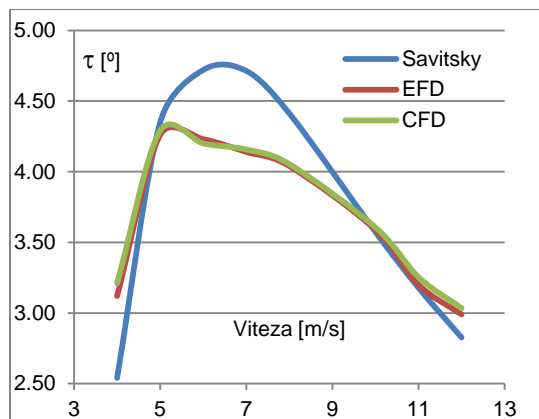


Figura 4.3. Reprezentarea grafică a variațiilor asietei

Câmpul de presiuni calculat pentru fiecare dintre vitezele de deplasare ale ambarcațiunii este extras sub forma unei valori a presiunii pe fiecare dintre celulele în care a fost discretizat corpul ambarcațiunii. Reprezentarea grafică sub forma unei hărți de presiuni poate fi urmărită în Figura 4.4 stânga.

Folosirea datelor privind presiunea calculată ca încărcare pentru un calcul numeric structural prin FEM se poate face automat, în cazul în care există o interfață de comunicare între programul folosit pentru analiza numerică CFD și programul de analiză numerică prin MEF, sau prin intermediul unei funcții de interpolare, dacă se urmărește folosirea unor programe între care nu este dezvoltată o astfel de interfață de comunicare. Întrucât lucrarea de față își propune să dezvolte o metodă general aplicabilă, și nu doar în cazul folosirii anumitor programe de calcul numeric ce pot deveni perimate cu timpul, s-a optat pentru alegerea celei de-a doua variante. Pentru obținerea unei funcții de interpolare cât mai apropiate de valorile locale ale presiunii a fost analizată evoluția în funcție de viteză a câmpului de presiuni obținut din analiză CFD.

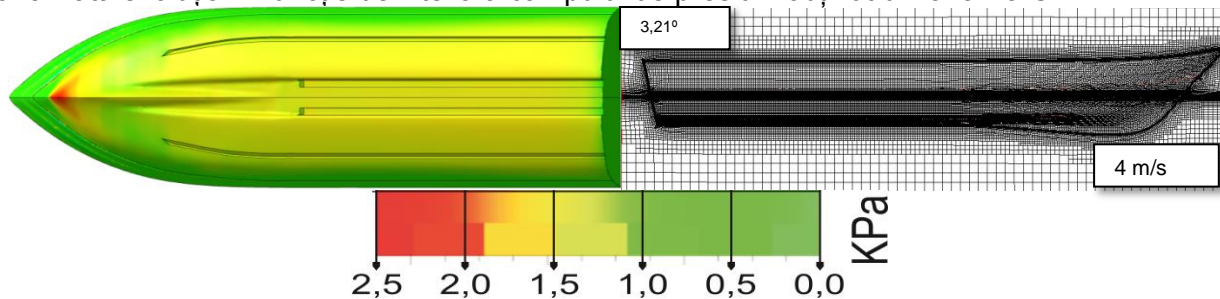


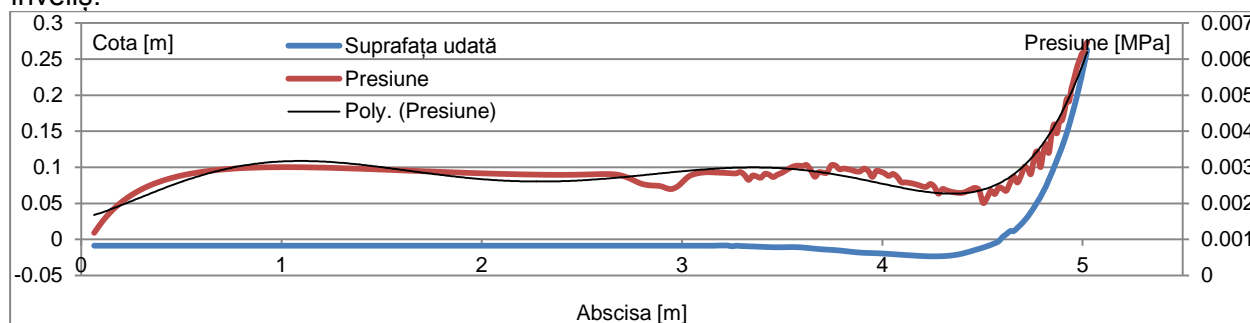
Figura 4.4. Distribuția de presiuni (stânga), discretizarea și unghiul de asietă pentru viteza de deplasare de 4m/s (dreapta).

Dacă împărțim suprafața carenei pe direcție transversală în fâșii cu lățimea de 100 mm se constată că nu există variații semnificative de presiune pe lățimea unei astfel de fâșii (Figura 4.5) Variațiile semnificative sunt însă înregistrate în lungul unei astfel de fâșii, așadar putem considera că pe fiecare segment transversal de 100 mm presiunea variază în funcție de lungime.



Figura 4.5. Divizarea carenei în segmente transversale de 100 mm lățime

Se poate astfel extrage pe fiecare segment presiunea totală ca o funcție de lungime, respectiv de coordonată x . Forma polinomială a acestei funcții de distribuție a presiunii ne facilitează introducerea ei în orice program de analiză structurală ca încărcare pe elementele de înveliș.



$$P = 42.269x^6 - 554.58x^5 + 2629.3x^4 - 5251.5x^3 + 3318.6x^2 + 1404.4x + 1572.4 \text{ [Pa]}$$

Figura 4.5. Regresia polinomială a presiunii în funcție de coordonata x [m] a punctului în care a fost calculată

4.6 Concluzii

În urma desfășurării simulărilor numerice hidrodinamice se pot formula următoarele concluzii:

1. Evaluarea comparativă a valorilor unghiului de asietă extrase din experiment și din analiza CFD prezintă o bună corelare, având variații cuprinse între 0,3 și 2,8 procente, cu o bună urmărire a valorilor experimentale.

2. Metoda Savitsky evaluează unghiul de asietă folosind un calcul empiric și rapid, însă având un grad de eroare cuprins între 0,4 și 22,8 procente față de valorile experimentale. Tendința generală a variației valorilor unghiului de asietă este aceeași, acesta crescând pe perioada de tranziție și la începutul glisării, apoi stabilizându-se și descrescând odată cu mărirea vitezei de deplasare. În punctul estimat de începere al glisării, la viteza de 5 m/s valorile calculate pentru asietă sunt foarte apropiate, ceea ce semnifică faptul că punctul de începere al glisării este foarte bine estimat de metoda Savitsky.

3. Considerând poziția stabilizată a corpului ambarcațiunii pentru fiecare caz de viteză avut în vedere și corelarea foarte apropiată cu valoarea unghiului de asietă măsurat în cadrul experimentului, putem considera că obiectivele propuse în cadrul prezentului capitol au fost atinse, condițiile de simulare CFD reproducând foarte apropiat condițiile experimentale înregistrate.

4. Rezultatele obținute pentru distribuția de presiuni pe corpul ambarcațiunii pot fi folosite pentru introducerea încărcărilor de natură hidrodinamică în etapa de analiză structurală. Metodologia propusă oferă o soluție convenabilă și rapidă pentru o funcție de interpolare cu rezultate satisfăcătoare de estimare a presiunii pe elementele de înveliș indiferent de programele de calcul numeric folosite. Descompunerea propusă pentru înveliș în fâșii având lățimea de 100 de mm poate fi adaptată în funcție de mărimea carenei, de variația observată pentru presiunea calculată pe o astfel de fâșie aleasă și în funcție de puterea de calcul avută la dispoziție de utilizator.

Capitolul V Analiza FEM a structurii existente și a variantelor alternative propuse

5.1 Scopul și obiectivele capitolului

Corpul unei ambarcațiuni este supus unei serii de solicitări complexe, atât în regim static cât și în regim dinamic. Analiza globală din punct de vedere structural a corpului unei ambarcațiuni este o misiune minuțioasă, care necesită o abordare sistematică completă, în care sunt prevăzute toate situațiile de încărcare posibile, pe toată perioada de utilizare a aceluși corp de ambarcațiune. Rezistența globală a unui corp de navă este dată de ansamblul elementelor de înveliș, osatură, punți și pereți, toate aceste componente conlucrând în mod unitar.

Datorită complexității formelor și a multelor detalii structurale, analizarea prin metoda elementului finit a unui corp de ambarcațiune în sistem global este de multe ori simplificată și idealizată. Această abordare are avantajul de a conduce la un rezultat rapid, practic, însă fără o precizie foarte mare. Încărcările aplicate pe structură în aceste cazuri de analiză numerică globală sunt încărcările propuse de societățile de clasificare sau de seriile de standarde aplicabile categoriei respective de ambarcațiuni și zonei de navigație, și includ factori de siguranță pentru supradimensionarea structurii; periodic însă, presiunile estimate sunt corectate, întrucât cercetările experimentale demonstrează acest lucru ca fiind necesar [52].

Prezenta lucrare își propune o abordare practică, în care încărcările provenite din presiunea hidrostatică ce au fost calculate anterior cu ajutorul unui program CFD, sunt aplicate structurii studiate iar rezultatele analizei structurale prin metoda elementului finit vor fi comparate cu valorile obținute în urma încercărilor experimentale la scara 1:1 pe un corp de ambarcațiune real. Acest capitol are ca prim scop validarea unei metode de calcul direct a încărcărilor structurale pentru o ambarcațiune care se deplasează în regim staționar stabilizat și aflarea stării de tensiuni și deformații din structura acesteia. Pentru îndeplinirea scopului se urmărește dezvoltarea unei metode rapide de introducere a încărcărilor hidrodinamice pe suprafața udată a învelișului ambarcațiunii, precum și analizarea comportamentului structurii în regimuri de deplasare identice cu cele în care s-a desfășurat experimentul. Un alt obiectiv urmărit este acela de a verifica dacă structura existentă este perfectibilă astfel încât să se poată obține un raport îmbunătățit între rezistența structurii și masa acesteia. În acest sens, sunt propuse și testate un număr de 9 variante alternative de înveliș construite în sistem sandwich cu diferite tipuri de miez, dintre care 3 structuri hibride în care sunt explorate variantele structurale cu mai multe tipuri de materiale de miez.

5.2 Eșantionaj conform normelor societății de clasificare

Așa cum a fost descris în Capitolul 3 intitulat **Încercări experimentale**, cercetarea întreprinsă pe parcursul acestei lucrări a fost desfășurată folosind o ambarcațiune model *Laguna 565* produsă de firma *PLASMA Galați*. Caracteristicile constructive și dimensionale ale acestui model au fost descrise pe larg în capitolele anterioare (Tabelul 3.3, Capitolul 3) și sunt însoțite de imagini cuprinzând planul de forme al corpului. Dimensionarea elementelor de înveliș și a osaturii a fost făcută în conformitate cu regulile existente la lansarea modelului. În acest scop au fost utilizate regulile registrului de clasificare *DNV-GL I-3-3* aplicabile ambarcațiunilor și yacht-urilor cu lungimea de până la 24 de metri [104].

Eșantionajul oferă o metodologie de calcul care are ca rezultat greutatea materialului de armare necesară pentru fiecare dintre zonele de înveliș și elementele de osatură aferente. Totodată, este oferită și o soluție de calcul aproximativ a grosimii straturilor finale, considerând unui raport de 30 % material de armare și 70 % rășină în masa laminatului, proporție uzuală pentru turnarea în matrițe deschise, prin formare manuală.

Tabelul 5.1. Eșantionarea elementelor de înveliș

Zona dimensionată	Greutate armătură [g/m ²]	Grosimea echivalentă [mm]
Chilă	3222-3603	7,42-8,5
Fund	2562-2865	5,90-6,60
Bordaj	1228-1375	3,82-4,28
Punte și dublu bord	1273	3,35

Pentru elementele de osatură s-a ales dispunerea simetrică a două carlingi centrale având secțiunea de 100x30 mm (bxh) și grosimea de 4 mm, situate la 200 de mm față de planul diametral, și două carlingi laterale având secțiunea de 50x50 mm și grosimea de 4 mm, situate la 550 mm față de planul diametral. Elementele de osatură longitudinală descrise mai sus sunt continue și se întind de la oglindă până la peretele pickului prova, situat la 5000 mm față de intersecția oglinzii cu fundul. Pe direcție transversală, pentru întărirea osaturii fundului a fost ales un sistem de varange situat între cele două carlingi centrale și întins pe toată lungimea dublului fund, de la peretele compartimentului de santină și până la peretele pick-ului prova. Varangele au secțiunea de 100x30 (bxh) și grosimea de 4 mm, sunt dispuse la fiecare 300 de mm și la fel că și carlingile centrale și împreună cu acestea constituie suportul pe care este rezemat și montat cu adeziv poliuretanic planseul dublului fund, care constituie și puntea ambarcațiunii. În Figura 5.1 sunt reprezentate elementele principale de osatură folosite la acest model de ambarcațiune.



Figura 5.1 Elementele de osatură din componența ambarcațiunii Laguna 565

5.3 Încercări de laborator pentru determinarea caracteristicilor mecanice

Pentru determinarea cu precizie a caracteristicilor materialului folosit în construcția ambarcațiunii a fost laminată o secțiune având lungimea de 500 de mm aflată în zona cuplului maestru al ambarcațiunii, folosind exact aceleași condiții, echipă de lucru și stratificație care a fost folosită la construcția ambarcațiunii din cadrul experimentului (Figura 5.3)

Scopul laminării acestei piese a fost acela de a preleva o serie de epruvete din diferite zone ale învelișului (chilă, fund, bordaj) pentru a le testa în laborator, folosind mașina de încercări *Instron 8002* din dotarea Universității „Dunărea de Jos” din Galați. Întrucât condițiile de realizare a acestui eșantion martor sunt identice cu cele în care a fost turnată ambarcațiunea, caracteristicile mecanice ale materialului vor fi identice, putând astfel să fie introduse în programul de analiză structurală, pentru un grad mai mare de precizie a calculelor.

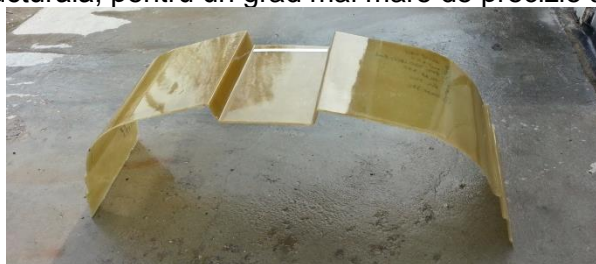


Figura. 5.3. Eșantionul martor din care au fost prelevate epruvetele

Determinarea proprietatilor mecanice prin încercări de tracțiune a fost desfășurata conform standardului ISO 527-1:2012. Întrucât standardul prevede un număr de minim 5 epruvete de dimensiuni asemănătoare, epruvetele prelevate au fost grupate în 2 seturi având grosimile de aproximativ 5 mm respectiv 9,25 mm, corespunzătoare zonelor de fund și chilă. În Figura 5.4 pot fi observate câteva imagini din timpul încercărilor de laborator, precum și epruvetele tracționate până la rupere.



Figura 5.4. Imagini din timpul încercărilor din laborator și epruvetele după tracționare

Rezultatele încercărilor sunt prezentate în tabelele 5.1 și 5.2 și grafic în Figura 5.5:

Tabelul 5.1. Caracteristicile mecanice ale laminatului folosit la construcția structurii inițiale - epruvete cu grosimea de aproximativ 5 mm

Epruveta	Grosime [mm]	Lățime [mm]	Rezistența la tracțiune [MPa]	Alungire la rupere [mm]	Modul de elasticitate [Gpa]
1	4.9	19.98	127.79	4.129	8.67
2	5	19.78	127.75	5.496	7.406
3	4.9	20	116.58	3.511	9.134
4	5.1	20.05	133.22	4.387	8.718
5	5	19.87	165.44	5.579	8.628
6	4.98	19.88	115.49	4.111	8.407
Valoare medie			131.04	4.53	8.494
Valoare maximă			165.44	5.579	9.134
Valoare minimă			115.491	3.511	7.406
Abatere standard			18.22	0.827	0.583

Tabelul 5.2. Caracteristicile mecanice ale laminatului folosit la construcția structurii inițiale - epruvete cu grosimea de aproximativ 9,25 mm

Epruveta	Grosime [mm]	Lățime [mm]	Rezistența la tracțiune [MPa]	Alungire la rupere [mm]	Modul de elasticitate [Gpa]
7	8.73	19.85	146.99	5.328	8.693
8	9.25	19.7	126.41	4.909	8.187
9	9.5	19.9	98.54	4.191	7.318
10	9.4	19.95	93.41	5.158	7.626
11	9.2	20	103.77	3.345	8.503
Valoare medie			113.829	4.594	8.065
Valoare maximă			146.99	5.328	8.693
Valoare minimă			93.414	3.345	7.318
Abatere standard			22.41	0.825	0.581

Caracteristicile mecanice folosite pentru analiza FEM la modelul izotrop sunt cele obținute din încercările de laborator pentru fiecare dintre zonele analizate, respectiv $E=8,494$ Gpa pentru panourile de fund, punte și bordaj, obținute într-o singură sesiune de turnare și $E=8,065$ Gpa pentru zona chilei și etravei, obținută în urma turnării în 2 etape. A fost de asemeni determinată experimental și limita de elasticitate medie adimensionalizată la alungire în valoare de 0,02059. Caracteristicile de material folosite în modelul ortotrop au fost cele furnizate de producătorii materialelor folosite în turnare (rășină, fibră de sticlă, materiale de miez) [105], [106].

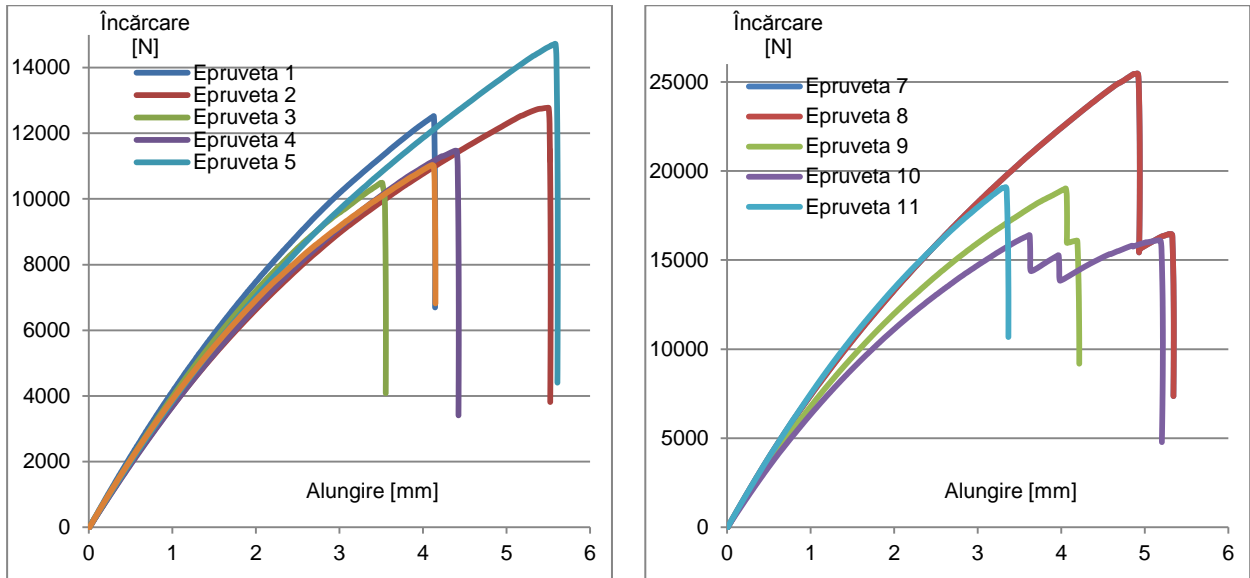


Figura 5.5. Graficul alungire/încărcare pentru setul de epruvete

5.4 Analiza FEM pe structura inițială

Strategia de calcul pentru efectuarea analizei prin metoda elementului finit a folosit ca încărcare presiunile rezultate din analiza hidrodinamică numerică. Astfel, s-a impus divizarea suprafeței în intervale având lățimea de 100 de mm, astfel încât pe aceste elemente să poată fi aplicată încărcarea hidrodinamică extrasă sub forma unei funcții a presiunii dependentă de abscisa punctului în care este exprimată.

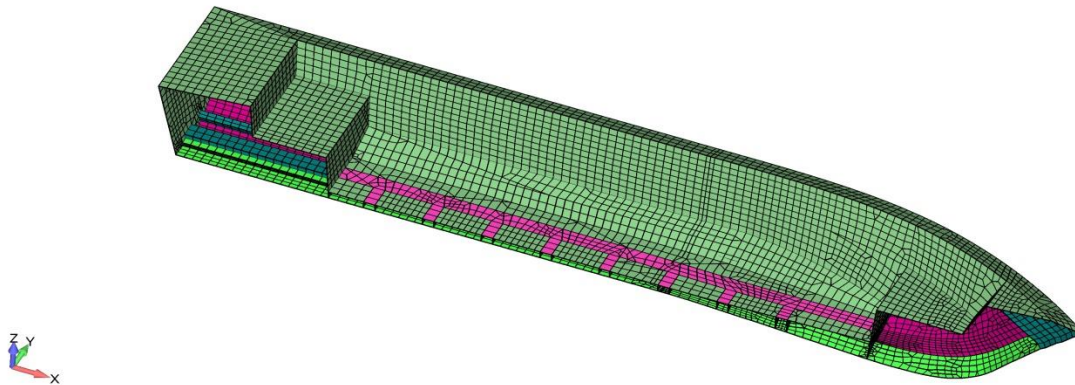


Figura 5.6. Învelișul și structura ambarcațiunii discretizate în programul de analiză structurală FEMAP

Întrucât elementele de dublu fund și dublu bord contribuie la rezistența globală a structurii, acestea au fost modelate respectând geometria originală a moldelului de ambarcațiune studiat.

Pentru studierea structurii a fost utilizat programul de analiză cu element finit *Femap Siemens PLM*. Structura și învelișul ambarcațiunii au fost discretizate într-un număr de 9041 elemente și 8645 de noduri, cu o mărime medie a elementelor de 50 mm. Discretizarea structurii și a învelișului poate fi observată în Figura 5.6. Toate elementele au fost grupate luând în considerare grosimea materialului și tipul de încărcare într-un total de 17 seturi (layer) astfel încât să poată fi selectate și introduse cu ușurință atât încărcările cât și caracteristicile de material. Au fost definite un număr de 4 proprietăți de material, acestea diferind prin grosime și constanta de material așa cum a fost extrasă din testele de laborator pe epruvete.

Au fost de asemeni definite un număr de 9 cazuri de încărcare, considerând vitezele de la 4 la 12 m/s între care a fost desfășurat experimentul. Încărcările au fost aplicate elementelor de înveliș folosind un algoritm în care s-au definit funcțiile de distribuție a presiunii în raport cu

abscisa pe fiecare dintre fâșiile de înveliș luate în considerare, ținând cont și de lungimea udată a fâșiei respective.

Tabelul 5.3. Ecuatiile de distribuție a presiunii în funcție de abscisa elementului, exemplu pentru $v=6\text{m/s}$

Y [mm]	Ecuatie de distribuție, $v=6\text{ m/s}$, $P \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] = F(x[m])$	X_{max} [m]
0-100	$P = 20.959x^6 - 257.36x^5 + 1093.4x^4 - 1700.4x^3 - 28.875x^2 + 1932.2x + 485.8$	4,900
100-200	$P = 17.149x^6 - 194.14x^5 + 715.36x^4 - 683.91x^3 - 1316.9x^2 + 2672.1x + 319.27$	4,881
200-300	$P = 14.867x^6 - 128.83x^5 + 169.23x^4 + 1234.3x^3 - 4323.5x^2 + 4532.7x + 675.25$	4,779
300-400	$P = 18.534x^6 - 182.73x^5 + 482.3x^4 + 328.83x^3 - 2952.3x^2 + 3458.4x + 1006$	4,679
400-500	$P = 12.91x^6 - 84.028x^5 - 21.486x^4 + 1211.5x^3 - 3032.3x^2 + 2568.8x + 890.38$	3,956
500-600	$P = -7.6055x^6 + 119.29x^5 - 738.32x^4 + 2251.8x^3 - 3470x^2 + 2406.5x + 177.89$	4,775
600-700	$P = 6.6791x^6 - 37.657x^5 - 202.33x^4 + 1858.5x^3 - 4449.3x^2 + 3692.6x + 1137.4$	4,578
700-800	$P = 2.8694x^6 - 16.583x^5 - 81.536x^4 + 773.39x^3 - 1861.8x^2 + 1548.3x + 477.94$	3,996

În Tabelul 5.3. sunt reproduse ecuațiile de distribuție a presiunii și coordonatele limită pe care acestea se aplică, exemplificate pentru cazul de încărcare aferent deplasării cu viteza de 6 m/s, iar în Tabelul 5.4. este reprodus algoritmul de aplicare a încărcărilor pentru același caz de deplasare, respectiv cu viteza de 6 m/s. În Figura 5.7 se poate urmări încărcarea aplicată elementelor de suprafață în FEMAP.

Întrucât ambarcațiunea este simetrică față de planul diametral și încărcările care apar în cazul utilizării normale pe o traiectorie rectilinie stabilizată sunt simetrice, modelul a fost discretizat doar până la planul de simetrie. Condițiile de margine care au fost aplicate pentru rulare sunt obișnuite, pentru nodurile situate în planul diametral având blocate deplasările pe axa Oy, rotirile în jurul axei Ox și Oz, pe nodul situat în planul diametral în extremitatea prova fiind blocate toate translațiile, rotirile în jurul axei Ox și Oz iar pe nodul situat în planul diametral în extremitatea pupa și cota cea mai mare au fost blocate translațiile pe axa Oy și Oz, rotirile pe axa Ox și Oz.

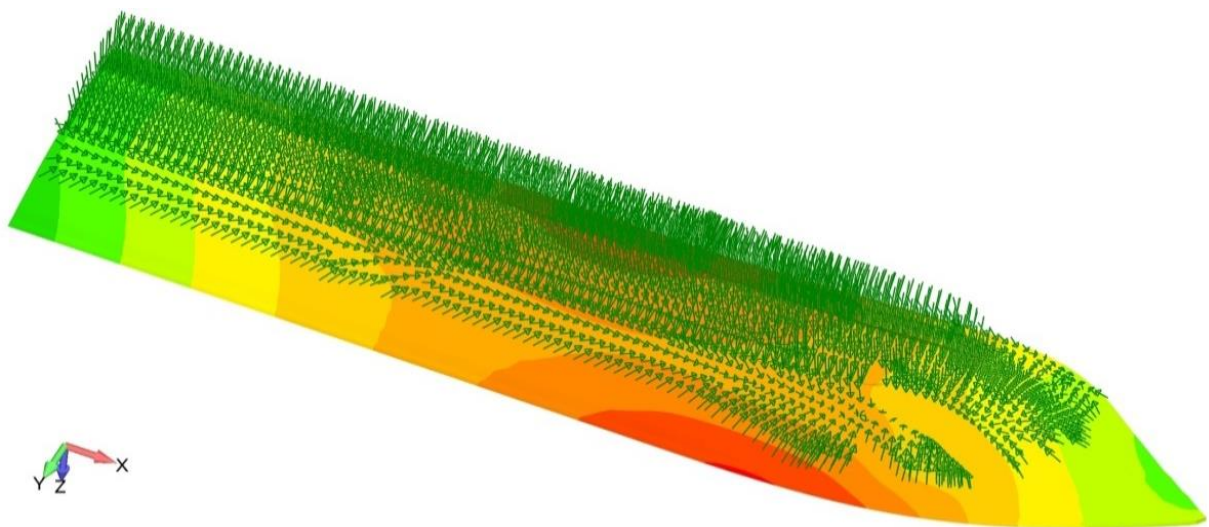


Figura 5.7. Presiunea aplicată pentru cazul de deplasare cu 6 m/s

Pentru cazul de studiu izotrop au fost folosite elemente de placă subțire având formularea teoretică Mindlin, grosimile măsurate pentru fiecare tip de panou în parte și caracteristicile de material determinate în urma încercărilor de laborator.

În cazul considerării materialului ortotrop, au fost definite straturile de material în ordinea în care au fost așezate în matrită, având caracteristicile obținute din materialele puse la dispoziție de producătorii acestora. Materialele folosite în stratificația modelului ortotrop sunt descrise în Tabelul 5.4 împreună cu masa totală a materialului de armare pe fiecare zonă. Ordinea din descrierea laminatului este aceeași cu ordinea aplicării straturilor, stratul 1 fiind la exteriorul corpului, în imediata vecinătate a matritei. Materialele folosite sunt stratimat (CSM) având mase de 450 g/m^2 și 600 g/m^2 și țesături (WR) cu masele de 300 și 500 g/m^2

Tabelul 5.3. Algoritmul de aplicare a încărcărilor hidrodinamice

```

Sub Main
  Dim App As femap.model
  Set App = feFemap()
  Dim elSet As Object
  Set elSet = App.feSet
  Dim el As femap.Elem
  Set el = App.feElem
  Dim elLoad As femap.LoadMesh
  Set elLoad = App.feLoadMesh
  Dim Node As femap.Node
  Set Node = App.feNode
  elSet.Select(FT_ELEM, True, "Select Shells")
  Dim elCount As Double
  elCount = el.CountSet()
  Dim pval As Double
  Dim xMin As Double
  Dim xMax As Double
  xMin = 0
  xMax = 3.996
  Dim elX As Double
  Dim cog As Variant
  elID = elSet.First()
  While elID <> FE_FAIL
    el.Get(elID)
    el.GetCentroid(cog)
    elX = cog(0)/1000
    If elX > xMin And elX < xMax Then
      'pval= 20.959*elx^6 - 257.36*elx^5 + 1093.4*elx^4 - 1700.4*elx^3 - 28.875*elx^2 + 1932.2*elx + 485.8
      'pval= 17.149*elx^6 - 194.14*elx^5 + 715.36*elx^4 - 683.91*elx^3 - 1316.9*elx^2 + 2672.1*elx + 319.27
      'pval= 14.867*elx^6 - 128.83*elx^5 + 169.23*elx^4 + 1234.3*elx^3 - 4323.5*elx^2 + 4532.7*elx + 675.25
      'pval= 18.534*elx^6 - 182.73*elx^5 + 482.3*elx^4 + 328.83*elx^3 - 2952.3*elx^2 + 3458.4*elx + 1006
      'pval= 12.91*elx^6 - 84.028*elx^5 - 21.486*elx^4 + 1211.5*elx^3 - 3032.3*elx^2 + 2568.8*elx + 890.38
      'pval= -7.6055*elx^6 + 119.29*elx^5 - 738.32*elx^4 + 2251.8*elx^3 - 3470*elx^2 + 2406.5*elx + 177.89
      'pval= 6.6791*elx^6 - 37.657*elx^5 - 202.33*elx^4 + 1858.5*elx^3 - 4449.3*elx^2 + 3692.6*elx + 1137.4
      pval= 2.8694*elx^6 - 16.583*elx^5 - 81.536*elx^4 + 773.39*elx^3 - 1861.8*elx^2 + 1548.3*elx + 477.94
      elLoad.meshID = elID
      elLoad.type = FLT_EPRESSURE
      elLoad.LoadValue = pval/1000000
      elLoad.FaceNumber = 1
      rc = elLoad.Put(elLoad.NextEmptyID)
    End If
    elID = elSet.Next()
  Wend
End Sub

```

Tabelul 5.4. Descrierea stratificației pe fiecare tip de element de înveliș în parte

STRAT	CHILĂ	FUND	BORDAJ	SUPRASTRUCTURĂ
1	CSM 450	CSM 450	CSM 450	CSM 450
2	CSM 450	CSM 450	CSM 450	CSM 600
3	CSM 450	WR 300	CSM 450	WR 300
4	WR 300	CSM 450	WR 300	CSM 450
5	CSM 450	WR 500	CSM 450	
6	WR 500	CSM 450		
7	CSM 450			
8	CSM 450			
Masa totală [g/m²]	3500	2600	2100	1800
Grosime totală [mm]	8,30	6,20	4,90	4,20

Caracteristicile unui material de armare în combinație cu rășina folosită se pot obține plecând de la caracteristicile mecanice ale fiecărui material în parte folosind rapoartele volumetric. Această abordare este foarte practică deoarece caracteristicile obținute pot fi ajustate în funcție de proporțiile volumetric specifice fiecărui atelier de turnare și mai ales în funcție de modalitatea de lucru folosită (laminare manuală, vacuum, proiecție simultană, etc). Raportul volumetric este foarte ușor de monitorizat cu elemente simple de măsură și fără pregătire deosebită a tehnicienilor care pun în operă materialele.

$$E_{Li} = E_{fi}V_f + E_{mi}V_m \quad (5.1)$$

$$\frac{1}{E_{Ti}} = \frac{V_f}{E_{fi}} + \frac{V_m}{E_{mi}}$$

$$\frac{1}{G_{LTi}} = \frac{V_f}{G_{fi}} + \frac{V_m}{G_{mi}}$$

$$\nu_{LT} = \nu_f V_f + \nu_m V_m,$$

Unde:

- E_{Li} este modulul de elasticitate planar al laminei (stratului) pe direcția i
- E_{fi} este modulul de elasticitate planar al armăturii pe direcția i
- E_{mi} este modulul de elasticitate planar al matricei pe direcția i
- E_T este modulul de elasticitate la încovoiere
- G_{LT} este modulul de forfecare planar al laminei
- G_f este modulul de forfecare al armăturii
- G_m este modulul de forfecare al matricei
- ν_{LT} este coeficientul Poisson al laminei
- ν_f este coeficientul Poisson al armăturii
- ν_m este coeficientul Poisson al matricei
- V_f este raportul volumetric al armăturii
- V_m este raportul volumetric al matricei.

Caracteristicile fiecărui material de armare utilizat sunt descrise în Tabelul 5.5. Un aspect foarte interesant al programului de calcul folosit este acela că după introducerea stratificației, programul de calcul poate estima proprietățile mecanice ale laminatului în ansamblu. Acest calcul este exemplificat în Tabelul 5.6 pentru laminatul corespunzător suprastructurii, având proprietăți mecanice aproape identice cu cele obținute în laboratorul de încercări.

Tabelul 5.5. Proprietățile mecanice introduse pentru straturile de materiale de armare impregnate cu rășină poliesterică nesaturată [105], [106].

Caracteristici utilizate	CSM 450	CSM 600	WR 300	WR 500
Ex [MPa]	7 800	8 500	10 000	14 000
Ey [MPa]	7 800	8 500	10 000	14 000
G [MPa]	3 000	3 270	4 954	6 936
v	0,3	0,3	0,0092	0,0092
ρ [kg/mm³]	2,10E-06	2,10E-06	1,90E-06	1,90E-06

S-a urmărit ca în punctele în care au fost amplasate mărcile tensometrice (M1-M10) în timpul experimentului să se calculeze prin metoda elementului finit tensiunea normală pe ultimul strat, în scopul comparării acestora cu valorile obținute experimental. Aceste valori sunt prezentate sub forma numerică în Tabelul 5.7 pentru modelul izotrop și în Tabelul 5.8 pentru modelul ortotrop. De asemenea, sunt reamintite valorile centralizate din măsurătorile experimentale în Tabelul 5.9. Pentru o comparație mai facilă a evoluției tensiunilor, acestea au fost reprezentate grafic, grupând valorile pe fiecare punct de măsură separat, în Figurile 5.8 - 5.12, atât în valoare absolută cât și ca variație procentuală, considerând datele experimentale ca valoare de referință la care au fost raportate valorile calculate prin metode numerice.

Tabelul 5.6. Calculul proprietăților mecanice efectuat de Femap, exemplificat pentru stratificația suprastructurii

4 Plies - Total Thickness = 4.2 In-Plane Properties $E_x = 8501.006$ $E_y = 8501.006$ $G_{xy} = 3347.91$ $\nu_{xy} = 0.247545$ $\nu_{yx} = 0.247545$ A Matrix <table style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr><td>3.80E+4</td><td>9.38E+3</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>9.38E+3</td><td>3.80E+4</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>0.00E+0</td><td>0.00E+0</td><td>1.40E+4</td></tr> </table> B Matrix <table style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr><td>3.23E+2</td><td>1.32E+3</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>-1.32E+3</td><td>3.23E+2</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>0.00E+0</td><td>0.00E+0</td><td>6.40E+2</td></tr> </table> D Matrix <table style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr><td>5.37E+4</td><td>1.50E+4</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>1.50E+4</td><td>5.37E+4</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>0.00E+0</td><td>0.00E+0</td><td>1.92E+4</td></tr> </table>	3.80E+4	9.38E+3	0.00E+0	9.38E+3	3.80E+4	0.00E+0	0.00E+0	0.00E+0	1.40E+4	3.23E+2	1.32E+3	0.00E+0	-1.32E+3	3.23E+2	0.00E+0	0.00E+0	0.00E+0	6.40E+2	5.37E+4	1.50E+4	0.00E+0	1.50E+4	5.37E+4	0.00E+0	0.00E+0	0.00E+0	1.92E+4	Bending/Flexural Properties $E_{xb} = 8011.646$ $E_{yb} = 8011.646$ $G_{xyb} = 3107.748$ $\nu_{xyb} = 0.280888$ $\nu_{yxb} = 0.280888$ A-Inv Matrix <table style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr><td>2.80E-5</td><td>-6.93E-6</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>-6.93E-6</td><td>2.80E-5</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>0.00E+0</td><td>0.00E+0</td><td>7.11E-5</td></tr> </table> B-Inv Matrix <table style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr><td>-5.91E-7</td><td>8.99E-7</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>8.99E-7</td><td>-5.91E-7</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>0.00E+0</td><td>0.00E+0</td><td>-2.37E-6</td></tr> </table> D-Inv Matrix <table style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <tr><td>2.021E-5</td><td>-5.67E-6</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>-5.67E-6</td><td>2.02E-5</td><td>0.00E+0</td></tr> <tr><td>0.00E+0</td><td>0.00E+0</td><td>5.21E-5</td></tr> </table>	2.80E-5	-6.93E-6	0.00E+0	-6.93E-6	2.80E-5	0.00E+0	0.00E+0	0.00E+0	7.11E-5	-5.91E-7	8.99E-7	0.00E+0	8.99E-7	-5.91E-7	0.00E+0	0.00E+0	0.00E+0	-2.37E-6	2.021E-5	-5.67E-6	0.00E+0	-5.67E-6	2.02E-5	0.00E+0	0.00E+0	0.00E+0	5.21E-5
3.80E+4	9.38E+3	0.00E+0																																																					
9.38E+3	3.80E+4	0.00E+0																																																					
0.00E+0	0.00E+0	1.40E+4																																																					
3.23E+2	1.32E+3	0.00E+0																																																					
-1.32E+3	3.23E+2	0.00E+0																																																					
0.00E+0	0.00E+0	6.40E+2																																																					
5.37E+4	1.50E+4	0.00E+0																																																					
1.50E+4	5.37E+4	0.00E+0																																																					
0.00E+0	0.00E+0	1.92E+4																																																					
2.80E-5	-6.93E-6	0.00E+0																																																					
-6.93E-6	2.80E-5	0.00E+0																																																					
0.00E+0	0.00E+0	7.11E-5																																																					
-5.91E-7	8.99E-7	0.00E+0																																																					
8.99E-7	-5.91E-7	0.00E+0																																																					
0.00E+0	0.00E+0	-2.37E-6																																																					
2.021E-5	-5.67E-6	0.00E+0																																																					
-5.67E-6	2.02E-5	0.00E+0																																																					
0.00E+0	0.00E+0	5.21E-5																																																					

Tabelul 5.7. Valorile tensiunilor normale din modelul izotrop

	Poz.	Viteza de deplasare [m/s]									
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Tensiune normală, model izotrop [MPa]	M1	0,1062	-0,0092	-0,0323	-0,0555	-0,0605	-0,0537	-0,0469	-0,0432	-0,0405	
	M2	0,1072	-0,0087	-0,0340	-0,0539	-0,0590	-0,0521	-0,0453	-0,0416	-0,0389	
	M3	-0,8022	-0,2373	-0,2255	-0,2137	-0,1272	-0,1418	-0,1564	0,0938	0,1087	
	M4	-2,3334	-1,0134	-0,9730	-0,9325	-0,7991	-0,8890	-0,9789	-1,2331	-1,3397	
	M5	-1,4572	-0,6127	-0,5833	-0,5539	-0,4091	-0,4718	-0,5346	-0,6356	-0,7037	
	M6	-0,2086	-0,0965	-0,0779	-0,0592	-0,0115	0,0093	-0,0231	-0,0555	-0,0487	
	M7	-2,3103	-1,0088	-0,9668	-0,9248	-0,7936	-0,8790	-0,9643	-1,2194	-1,3255	
	M8	-0,8017	-0,2364	-0,2247	-0,2131	-0,1274	-0,1425	-0,1575	0,0911	0,1088	
	M9	-0,6552	-0,3518	-0,2679	-0,1840	-0,1267	-0,0467	-0,0413	-0,0360	-0,0136	
	M10	-0,6537	-0,3527	-0,2677	-0,1828	-0,1274	-0,0437	-0,0383	-0,0330	-0,0127	

Tabelul 5.8. Valorile tensiunilor normale din modelul ortotrop

	Poz.	Viteza de deplasare [m/s]									
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Tensiune normală, model ortotrop [MPa]	M1	0,09505	-0,00825	-0,02896	-0,04968	-0,05417	-0,04808	-0,04198	-0,03864	-0,0363	
	M2	0,0959	-0,00787	-0,03043	-0,04823	-0,05276	-0,04664	-0,04052	-0,03726	-0,03481	
	M3	-0,71746	-0,21225	-0,20172	-0,19119	-0,11384	-0,12688	-0,13992	0,08391	0,09722	
	M4	-2,0868	-0,90634	-0,87018	-0,83402	-0,71464	-0,795	-0,87536	-1,10282	-1,19815	
	M5	-1,30345	-0,5481	-0,52179	-0,49549	-0,36593	-0,42206	-0,4782	-0,56856	-0,62949	
	M6	-0,18665	-0,08637	-0,06969	-0,053	-0,01032	0,00838	-0,02068	-0,04973	-0,04363	
	M7	-2,06616	-0,9022	-0,86464	-0,82709	-0,70972	-0,78603	-0,86235	-1,09056	-1,18542	
	M8	-0,71708	-0,21143	-0,201	-0,19059	-0,11397	-0,12744	-0,14092	0,0815	0,09731	
	M9	-0,58604	-0,31471	-0,23965	-0,1646	-0,11336	-0,04179	-0,03701	-0,03223	-0,0122	
	M10	-0,58472	-0,31553	-0,23951	-0,16351	-0,114	-0,03914	-0,03433	-0,02954	-0,01139	

Tabelul 5.9. Valorile tensiunilor normale din măsurătorile experimentale

	Poz.	Viteza de deplasare [m/s]									
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Tensiune normală, experiment [MPa]	M1	0,0873	-0,0074	-0,0252	-0,0443	-0,0510	nu există date experimentale	-0,0368	-0,0335	-0,0318	
	M2	0,0898	-0,0076	-0,0267	-0,0448	-0,0499		-0,0371	-0,0332	-0,0317	
	M3	-0,6603	-0,2047	-0,1801	-0,1625	-0,0994		-0,1249	0,0744	0,0845	
	M4	-1,8573	-0,8475	-0,8269	-0,7393	-0,6413		-0,8594	-1,0349	-1,1048	
	M5	-1,2279	-0,5025	-0,4692	-0,4605	-0,3552		-0,4272	-0,5127	-0,5803	
	M6	-0,1804	-0,0794	-0,0634	-0,0489	-0,0091		-0,0182	-0,0462	-0,0424	
	M7	-1,8411	-0,8510	-0,8259	-0,7415	-0,6354		-0,8587	-1,0413	-1,1074	
	M8	-0,6426	-0,2075	-0,1798	-0,1626	-0,0985		-0,1241	0,0758	0,0854	
	M9	-0,5427	-0,2867	-0,2149	-0,1477	-0,1128		-0,0351	-0,0308	-0,0110	
	M10	-0,5415	-0,2773	-0,2303	-0,1485	-0,1083		-0,0291	-0,0278	-0,0086	

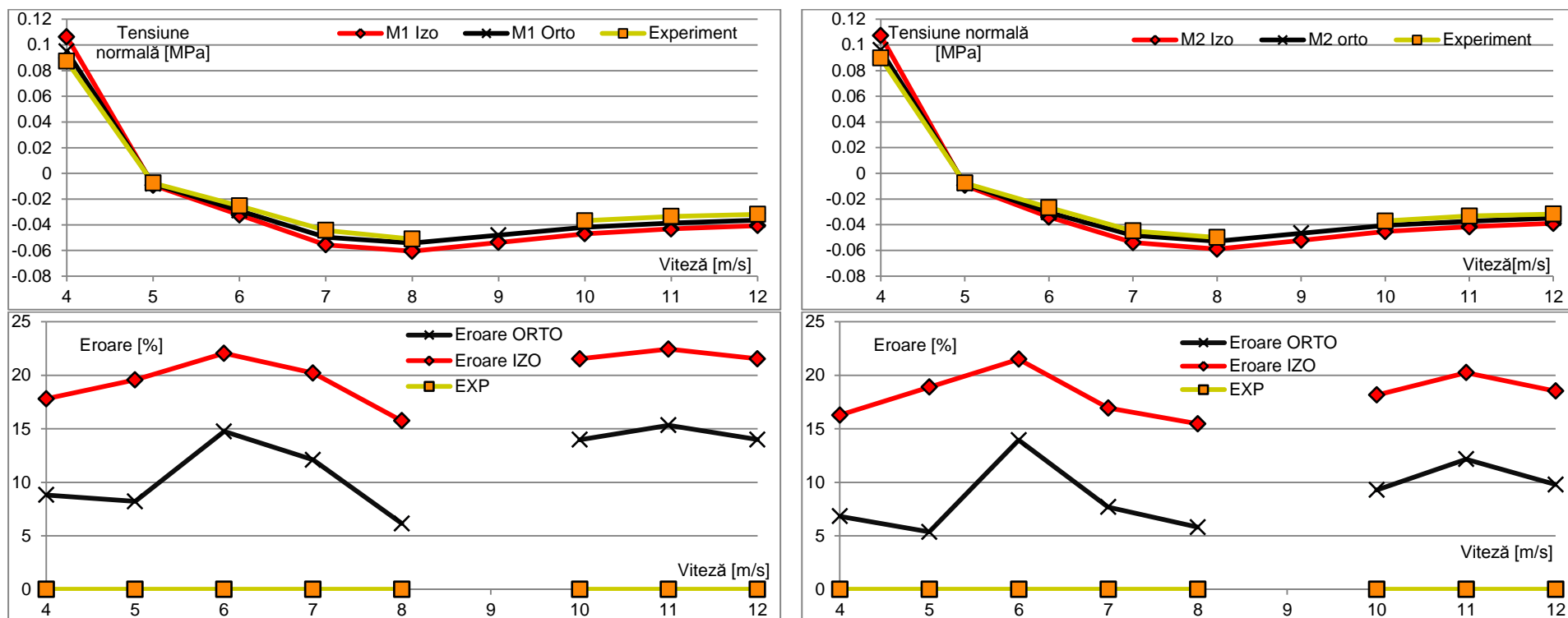


Figura 5.8. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M1, M2 și calculată prin FEM (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)

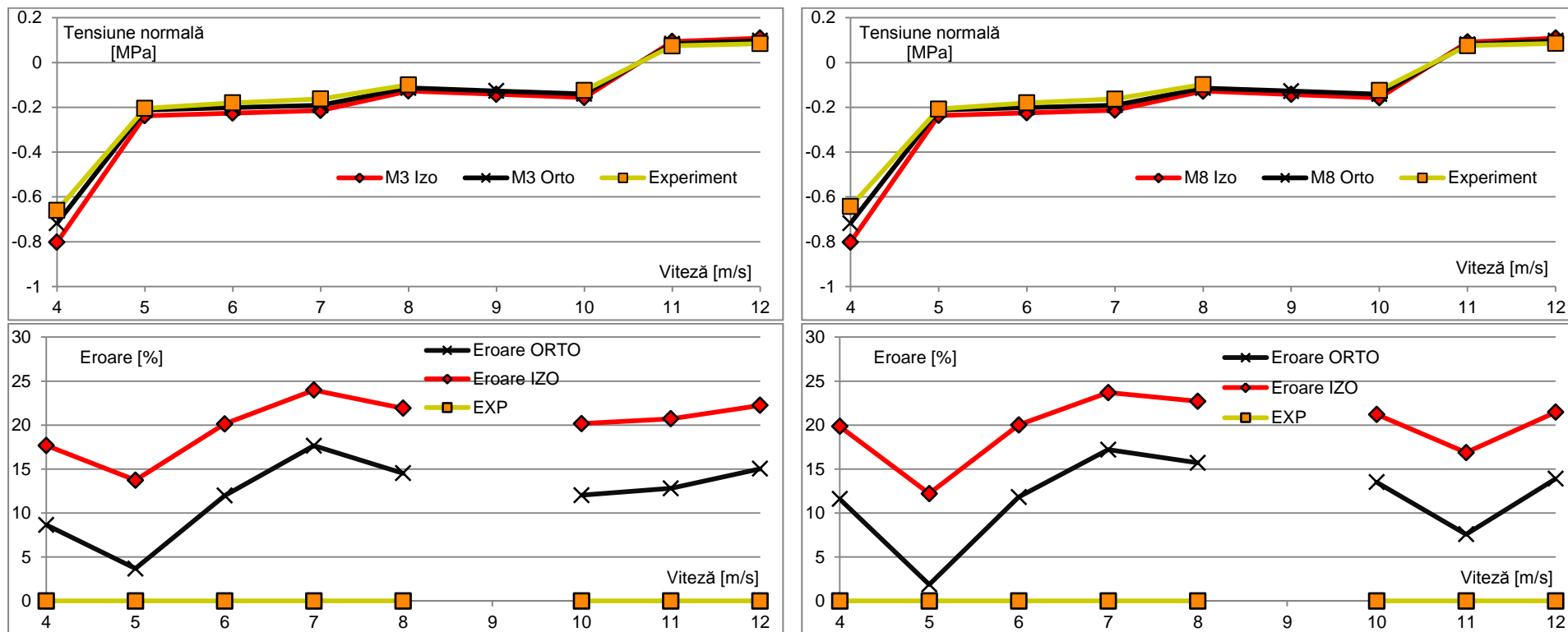


Figura 5.9. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M3, M8 și calculată prin FEM (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)

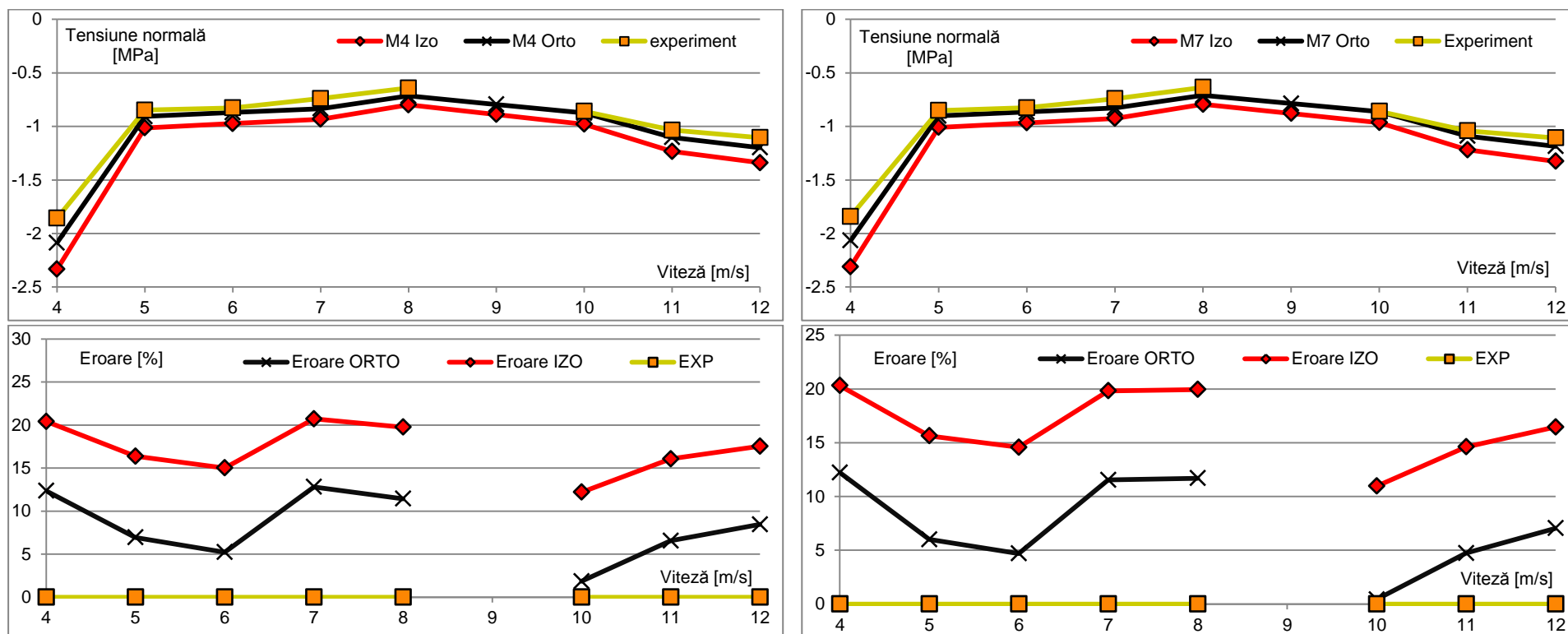


Figura 5.10. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M4, M7 și calculată prin FEM (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)

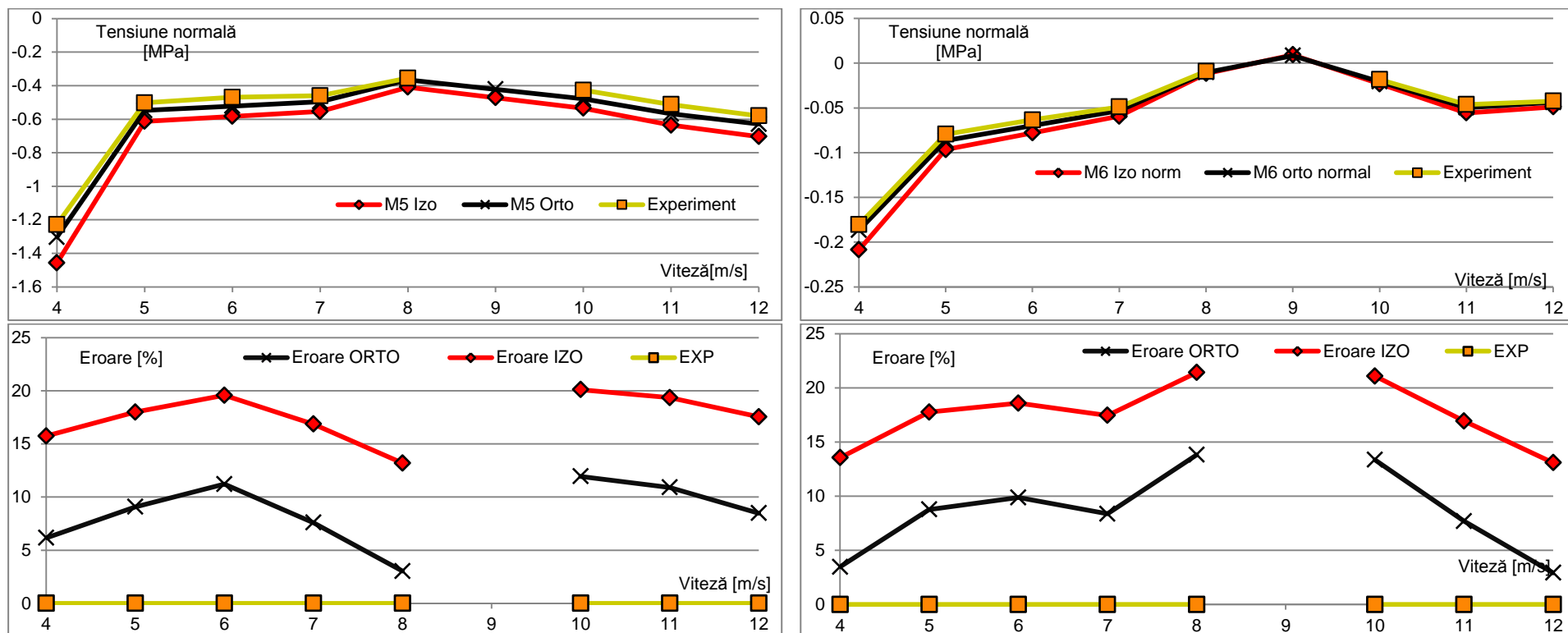


Figura 5.11. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M5, M6 și calculată prin FEM (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)

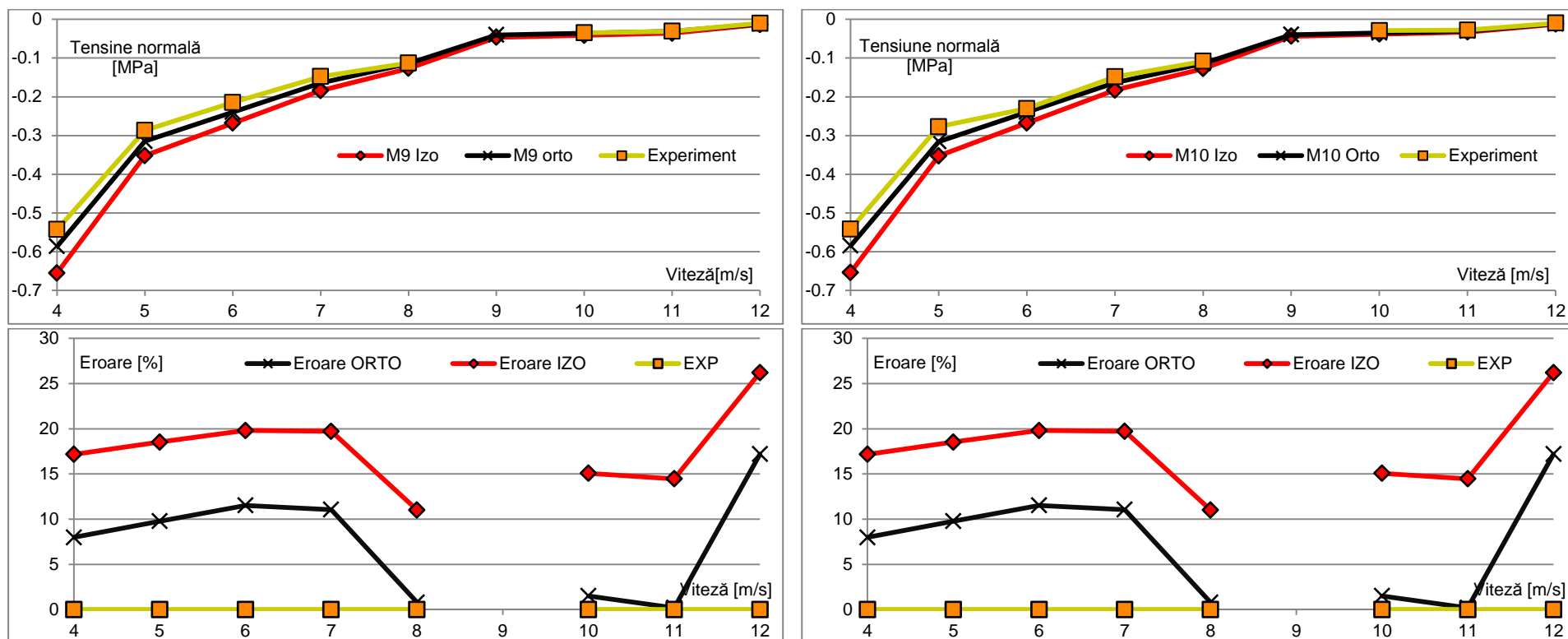


Figura 5.12. Grafice comparative reprezentând tensiunea normală măsurată experimental de mărcile tensometrice M9, M10 și calculată prin FEM (sus) precum și eroarea față de măsurătorile experimentale (jos)

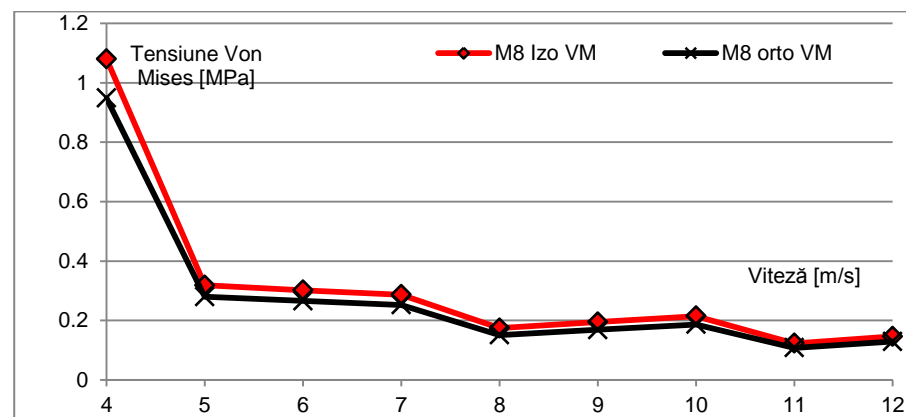
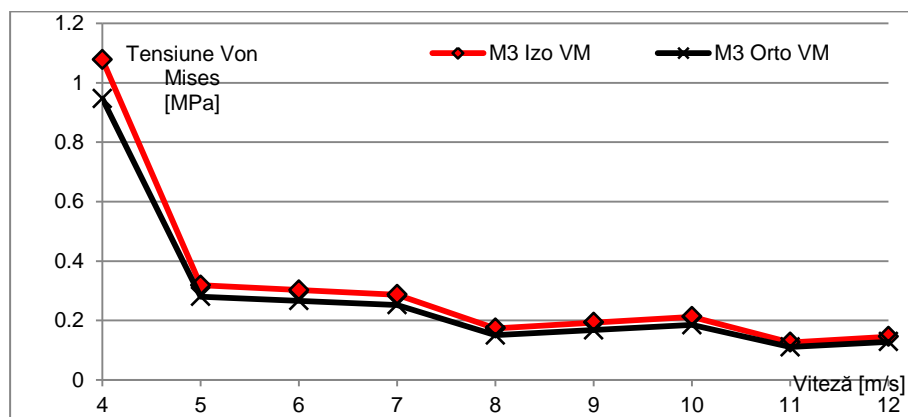
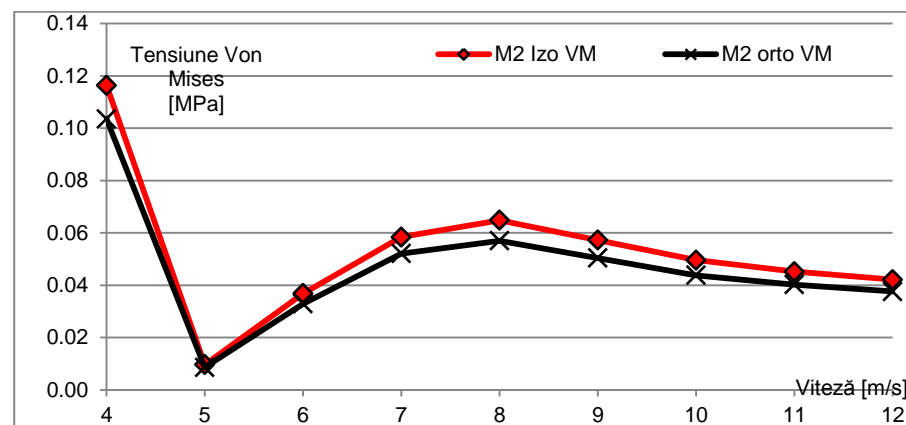
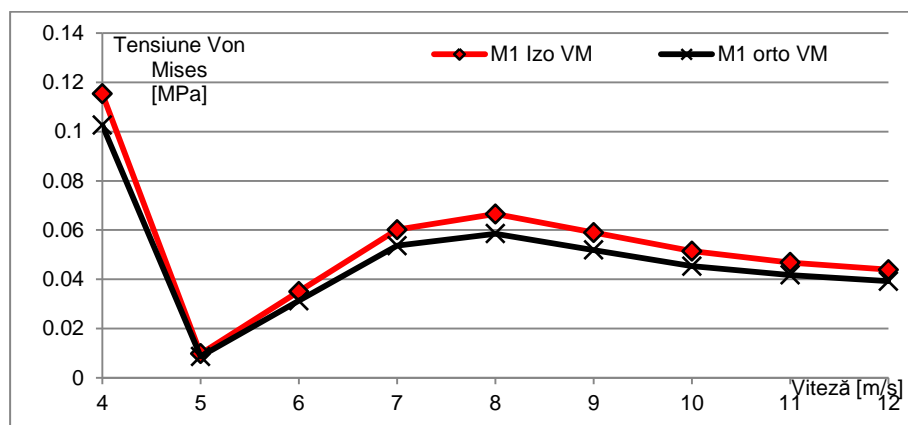


Figura 5.14. Tensiuni Von Mises

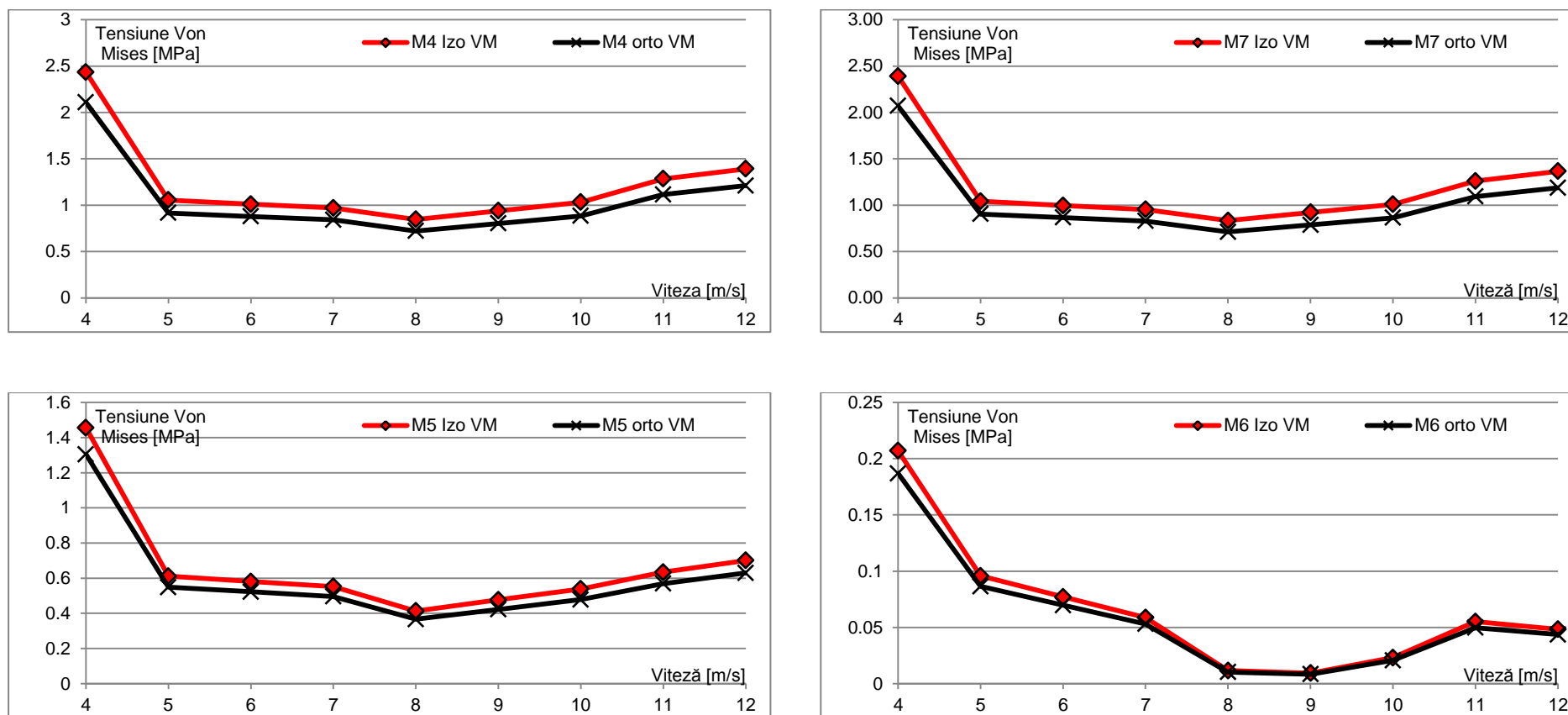


Figura 5.15. Tensiuni Von Mises

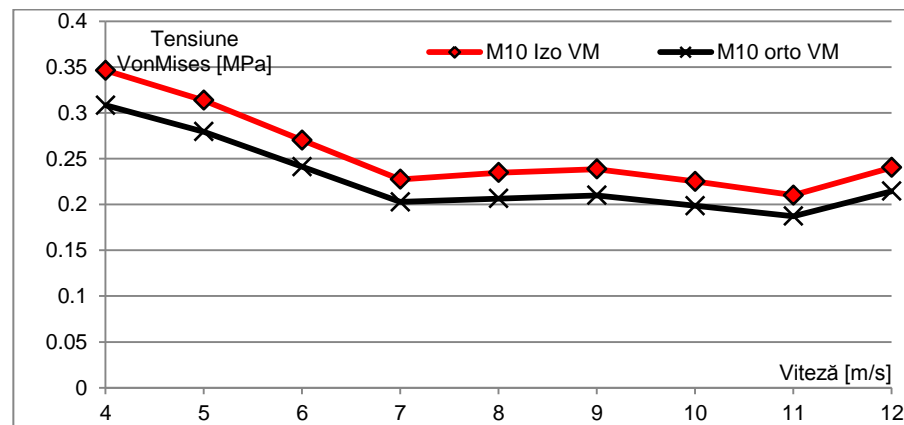
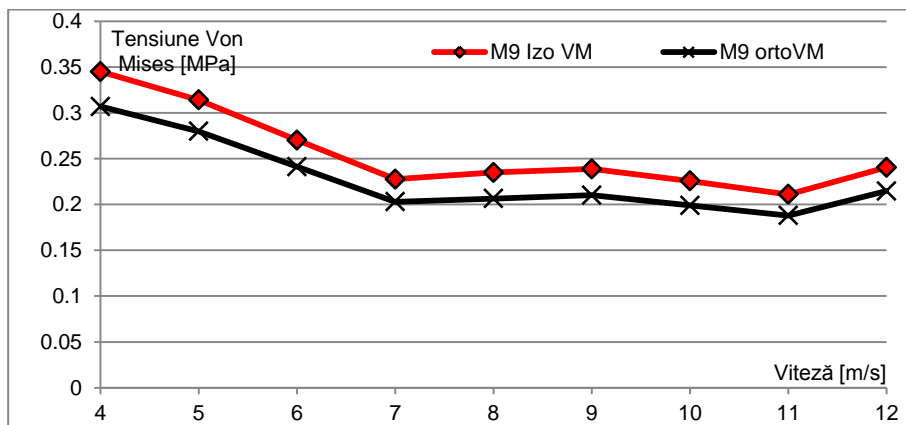


Figura 5.16. Tensiuni Von Mises

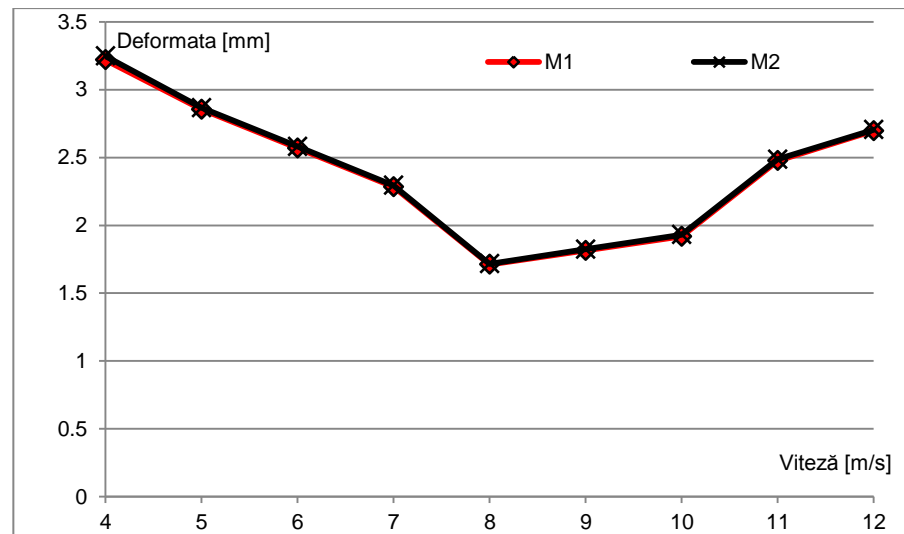
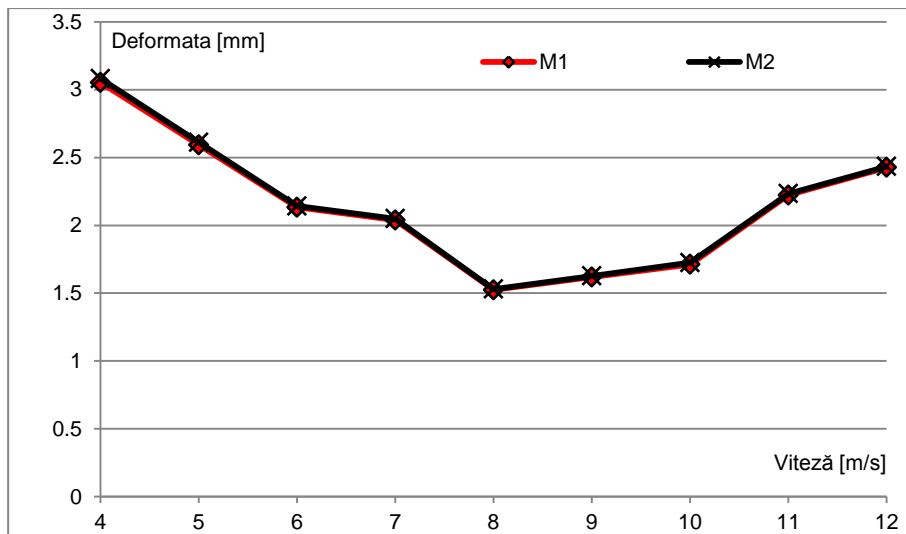


Figura 5.17. Deformata pentru perechea de puncte de măsură 1-2 în formularea izotropă și ortotropă (secțiunea $x \cong 4000$ mm)

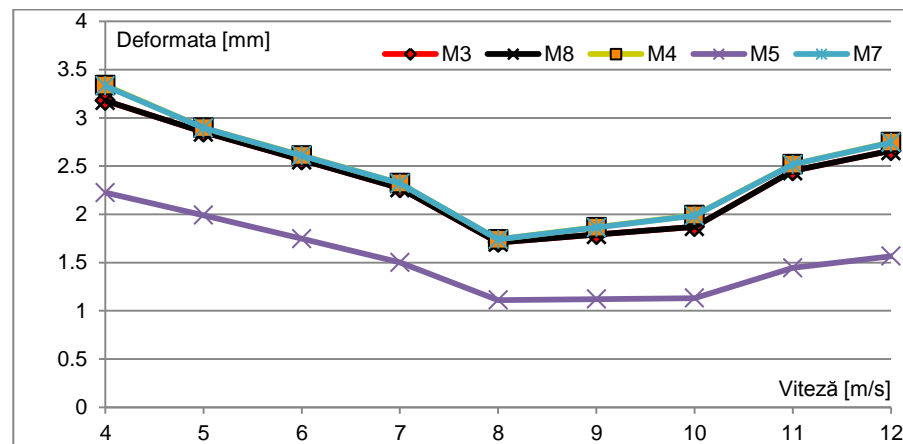
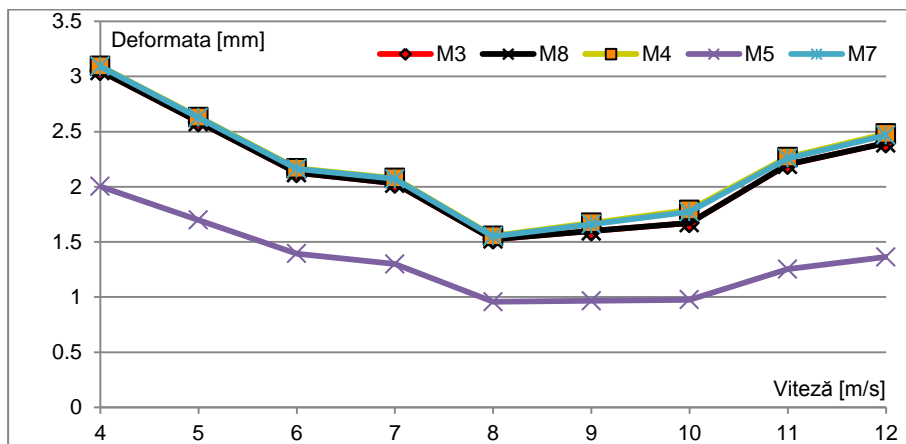


Figura 5.18. Deformata pentru perechile de puncte de măsură 3-8, 4-7 și 5 în formularea izotropă și ortotropă (secțiunea $x \cong 2145$ mm)

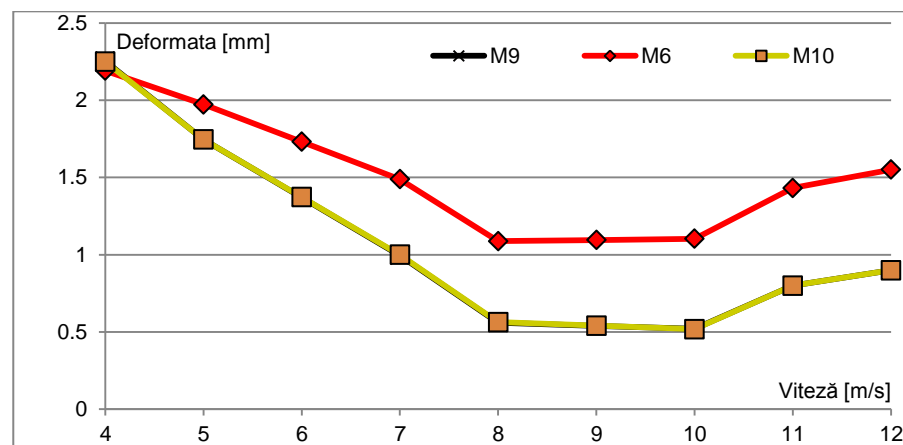
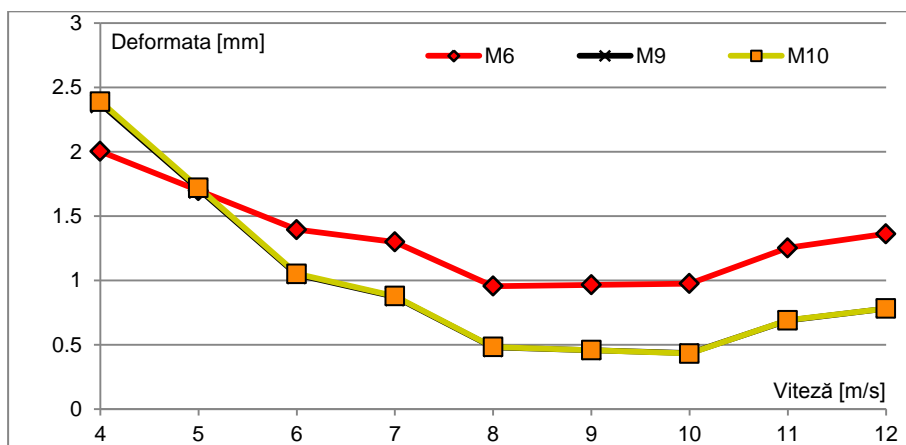


Figura 5.19. Deformata pentru perechile de puncte de măsură 9-10 și 6 în formularea izotropă și ortotropă (secțiunea $x \cong 1100$ mm)

Tabelul 5.10. Eroarea tensiunilor normale ale modelului izotrop față de valorile experimentale

	Poz.	Viteza de deplasare [m/s]									
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Eroare model izotrop față de exp. [%]	M1	17,80	19,57	22,05	20,21	15,74	nu există date experi- mentale	21,53	22,44	21,53	
	M2	16,27	19,03	21,50	16,94	15,47		18,16	20,25	18,53	
	M3	17,69	13,74	20,13	23,98	21,91		20,17	20,72	22,25	
	M4	20,41	16,38	15,02	20,72	19,76		12,21	16,08	17,54	
	M5	15,74	17,99	19,57	16,87	13,19		20,10	19,35	17,54	
	M6	13,56	17,77	18,59	17,46	21,42		21,09	16,94	13,09	
	M7	20,31	15,64	14,58	19,82	19,94		10,96	14,61	16,45	
	M8	19,85	12,21	20,02	23,69	22,71		21,22	16,87	21,47	
	M9	17,17	19,52	19,80	19,73	14,02		15,07	14,46	19,29	
	M10	17,17	21,38	18,01	18,75	15,07		14,08	15,82	20,66	

Tabelul 5.11. Eroarea tensiunilor normale ale modelului ortotrop față de valorile experimentale

	Poz.	Viteza de deplasare [m/s]									
		4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Eroare model ortotrop față de exp. [%]	M1	8,81	11,21	14,75	12,10	6,15	nu există date experi- mentale	13,98	15,33	13,98	
	M2	6,83	4,04	13,94	7,69	5,80		9,29	12,15	9,79	
	M3	8,65	3,69	11,99	17,66	14,52		12,03	12,80	15,04	
	M4	12,36	6,94	5,24	12,81	11,44		1,86	6,56	8,45	
	M5	6,16	9,08	11,21	7,59	3,03		11,95	10,90	8,48	
	M6	3,48	8,78	9,88	8,37	13,83		13,36	7,69	2,93	
	M7	12,22	6,01	4,69	11,53	11,70		0,43	4,73	7,04	
	M8	11,59	1,88	11,82	17,21	15,71		13,52	7,59	13,90	
	M9	7,99	9,78	11,53	11,43	0,51		5,31	4,56	10,82	
	M10	7,99	9,88	11,35	11,08	0,81		7,80	6,25	11,83	

Considerând experimentul ca punct de plecare se poate observa în general că modelul ortotrop are o precizie mai bună în a calcula valorile tensiunilor normale (din Tabelele 5.10 și 5.11). Plaja de eroare în cazul modelului izotrop este cuprinsă între 12,21 și 23,98 procente, iar în cazul modelului ortotrop valorile au un grad de abatere între 0,51 și 17,66 procente. Urmărind valorile tensiunilor Von Mises din Figurile 5.14 - 5.16, se constată că pentru toate vitezele și pentru toate punctele de măsură se înregistrează valori mai mari ale tensiunilor Von Mises pentru modelul izotrop decât pentru modelul ortotrop. Diferențele provin din faptul că modelul izotrop este constituit din elemente de placă având grosimi variabile și formulare teoretică Mindlin, cu o distribuție liniară a tensiunilor în grosimea plăcii iar modelul ortotrop are în componență o serie de straturi definite individual ca laminate ortotrope bidimensionale, cu grosime foarte mică în comparație cu deschiderea, folosind formularea teoretică Kirchhoff. **În cazul în care analiza este efectuată pe această variantă se obțin structuri cu un indice de siguranță mai mare, însă neeconomice.**

Pentru un obiect construit din material compozit, obținut prin formare manuală, așa cum este cazul ambarcațiunii care face obiectul acestui studiu, apariția unor defecte micro sau macroscopice este inevitabilă și acestea atrag după sine o serie de diferențe abateri ale caracteristicilor mecanice. În categoria defectelor de această natură putem enumera acumulări de rășină, bule de gaz de diferite mărimi îngobate în apropierea materialului de armare, delaminări sau aderențe reduse între straturi adiacente de material de armare, discontinuități sau abateri de grosime ale materialelor de armare provenind de la natura aleatorie a dispunerii fibrelor, acestea constituind doar o parte din defectele care au o incidență ridicată și care pot altera caracteristicile mecanice locale ale unui obiect construit din material compozit obținut prin turnare manuală în matriță deschisă. Oricare dintre aceste defecte sau o combinație între acestea poate sta la baza apariției unor diferențe între valorile măsurate experimental și valorile calculate pentru tensiunile normale.

Calcularea valorilor tensiunilor normale prin FEM este al doilea ciclu al unei serii de simulări numerice care a început cu modelarea CFD. Aceasta a avut ca rezultat principal distribuția de presiuni pe învelișul corpului ambarcațiunii. Acestei distribuții de presiuni i-a fost aplicată o soluție de interpolare pentru a putea fi introdusă ca încărcare pentru modelarea structurală. Convergența rezultatelor calculului structural cu valorile măsurate experimental pe un model la scara naturală este o validare a metodei de simulare interdisciplinară propuse. Această validare confirmă veridicitatea modelelor numerice și a rezultatelor care sunt produse de aceste modele, în virtutea încercării de îmbunătățire a structurii existente pe o serie de direcții.

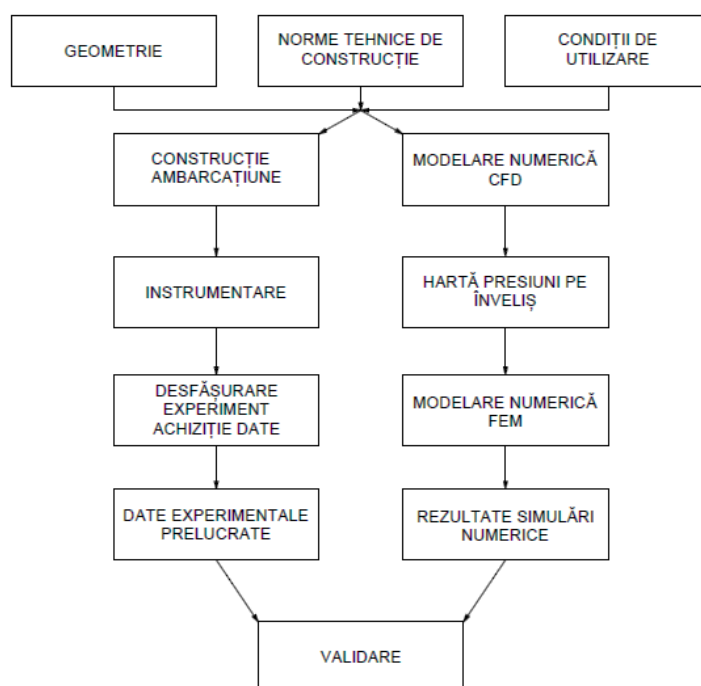


Figura 5.13. Schema validării experimentale la scara 1:1

Tabelul 5.11. Diferențele procentuale între tensiunile Von Mises pentru modelul izotrop și cel ortotrop

	Poz.	Viteza de deplasare [m/s]								
		4	5	6	7	8	9	10	11	12
Diferențe izotrop vs ortotrop tensiune Von Mises [%]	M1	19,63	30,56	24,09	9,62	12,28	14,83	15,74	16,79	14,24
	M2	19,44	29,11	23,91	9,47	12,22	14,91	15,85	16,93	14,40
	M3	9,90	16,26	17,02	17,50	13,58	10,36	6,47	3,68	3,51
	M4	2,34	2,79	4,54	6,27	7,43	8,29	8,16	8,05	6,64
	M5	8,32	9,99	18,26	27,40	26,42	25,63	31,57	37,90	37,00
	M6	27,68	22,46	23,24	11,89	14,03	15,80	16,98	18,39	16,82
	M7	2,35	2,77	4,53	6,30	7,45	8,30	8,17	8,05	6,64
	M8	8,84	14,59	16,24	17,98	15,44	13,35	8,19	4,50	5,53
	M9	32,81	36,00	49,28	67,62	61,65	55,88	59,48	63,51	60,48
	M10	32,67	36,03	49,30	67,65	61,68	55,91	59,61	63,75	60,52

5.5 Rezultatele analizei pe structura inițială supusă solicitărilor în regim staționar stabilizat

Urmărind rezultatele simulării numerice structurale pe varianta inițială de eșantionaj, se poate observa că cele mai mari solicitări în regim de navigație fără val sunt întâlnite în momentul în care ambarcațiunea se deplasează în regim de tranziție. Această concluzie este firească, deoarece înainte de a începe tranziția, corpul ambarcațiunii împinge cu zona prova valul propriu, apoi începe să se deplaseze cu o viteză mai mare decât viteza de propagare a acestuia, ajungând într-o situație asemănătoare cu cea de nava așezată pe creastă de val (hogging). Ulterior, când viteza de deplasare crește, unghiul de asietă se stabilizează, iar gradientul de presiune se reduce datorită unghiului de atac mic.

Zona centrală și zona prova sunt cele care sunt supuse solicitărilor maxime. Din acest punct de vedere, recomandările registrului de clasificare folosit estimează corect zonele cele mai solicitate (0,4L-prova) [104].

Analiza comparativă a tensiunilor între experiment și simulările numerice arată că modelul ortotrop caracterizează mai bine fenomenul natural. În urma acestei concluzii, această formulare teoretică va fi folosită în continuare pentru toate simulările numerice structurale.

Direcțiile ulterioare de analiză care vor fi abordate în această lucrare vor urmări să evalueze comportarea structurii inițiale a ambarcațiunii la situațiile extreme de încărcare, de impact pe creastă de val și pe gol de val, conform recomandărilor și metodei de calcul stabilite de registrul de clasificare utilizat [104]. Vor fi urmărite variațiile tensiunilor și a deformatelor în aceleași puncte în care au fost instalate mărcile tensometrice, pentru o analiză coerentă a rezultatelor.

5.6 Cazurile extreme de încărcare

Încărcările din val care apar în regimul de utilizare a ambarcațiunilor de agrement sunt evaluate conform unor formule de calcul stabilite de fiecare registru de clasificare pe baza cercetărilor experimentale proprii. În lucrarea de față, situațiile extreme de încărcare sunt prevăzute de registrul naval folosit - *DNV-GL High Speed Light Craft* (Reguli pentru ambarcațiuni usoare de mare viteză) [107] ediția ianuarie 2018.

Metodologia de calcul prevede utilizarea dimensiunilor principale ale ambarcațiunii precum și vitezele de deplasare propuse pentru a putea estima încărcările din val în situațiile extreme pe care ambarcațiunea le-ar putea întâlni, pentru fiecare de zona de navigație. Sunt prevăzute două cazuri:

- situația în care ambarcațiunea reia contact cu apa pe o creastă de val;
- situația în care ambarcațiunea reia contactul cu apa pe 2 valuri pe extremitățile corpului.

Pentru respectarea drepturilor de proprietate intelectuală nu pot fi reproduse figurile sau formulele din registrul naval care au stat la baza calculului presiunilor de impact pentru toate cazurile luate în considerare, așadar va fi reprodusă doar sumar metodologia de calcul. Această metodologie de calcul este însă publică și poate fi consultată online în biblioteca virtuală a DNV-GL [107].

Regulile prevăd calcularea accelerației verticale în coordonata centrului de greutate al ambarcațiunii, stabilind valori maxime de 6,0 g pentru acest punct precum și o distribuție în funcție de coordonata longitudinală a corpului pentru valoarea accelerației locale. Conform acestei distribuții, valoarea accelerației calculate rămâne constantă pe jumătatea pupa a ambarcațiunii și egală cu accelerația centrului de greutate și crește liniar până la dublul acesteia la perpendiculara prova.

Accelerația calculată în centrul de greutate stă la baza calculului presiunii de impact, aplicată pe o suprafață de referință. În mod firesc, presiunea de impact se aplica diferentiat pe

cele două cazuri de încărcare astfel încât pentru cazul de impact pe creastă de val este definită o suprafață de referință dispusă simetric față de coordonata longitudinală a centrului de greutate al ambarcațiunii. Pentru cazul în care ambarcațiunea ia contact cu apa pe gol de val, suprafețele de aplicare a presiunii de calcul sunt dispuse în extremitățile navei, în dreptul perpendiculelor pupa respectiv prova.

În Tabelul 5.12 sunt prezentate valorile calculate pentru accelerațiile în centrul de greutate al ambarcațiunii precum și cele pentru perpendiculara prova. Trebuie menționat faptul că, așa cum este prevăzut în regulile de calcul, valoarea maximă pentru accelerația în centrul de greutate al ambarcațiunii nu poate depăși valoarea de 6g (echivalent 58,86 m/s²); această valoare este atinsă în calculul de impact corespunzător vitezei de 10 m/s, ceea ce a condus la evaluarea structurilor doar pentru viteze de deplasare de până la 10 m/s. Aceste valori ale accelerației au fost aplicate pe modelul structural din programul de analiză prin FEM, astfel încât efectele produse de forțele inerțiale să fie corect reproduse și evaluate.

Metodologia de calcul a registrului naval prevede estimarea suprafeței de aplicare a presiunii pentru fiecare viteză de deplasare atât în cazul impactului pe gol de val cât și în cel al impactului pe creastă de val. În Tabelul 5.13 sunt prezentate rezultatele calculului suprafeței de impact pentru fiecare viteză considerată. Se poate observa că odată cu mărirea vitezei crește și aria de aplicare a presiunii în ambele situații.

Tabelul 5.12. Accelerația calculată pentru centrul de greutate a_{cg} și pentru extremitatea prova a_{fp}

Viteza [m/s]	a_{cg} [m/s ²]	a_{fp} [m/s ²]
4	11.42	22.8
5	17.85	35.69
6	25.70	51.40
7	25.70	51.40
8	45.69	91.38
9	57.82	115.65
10	58.86	117.72

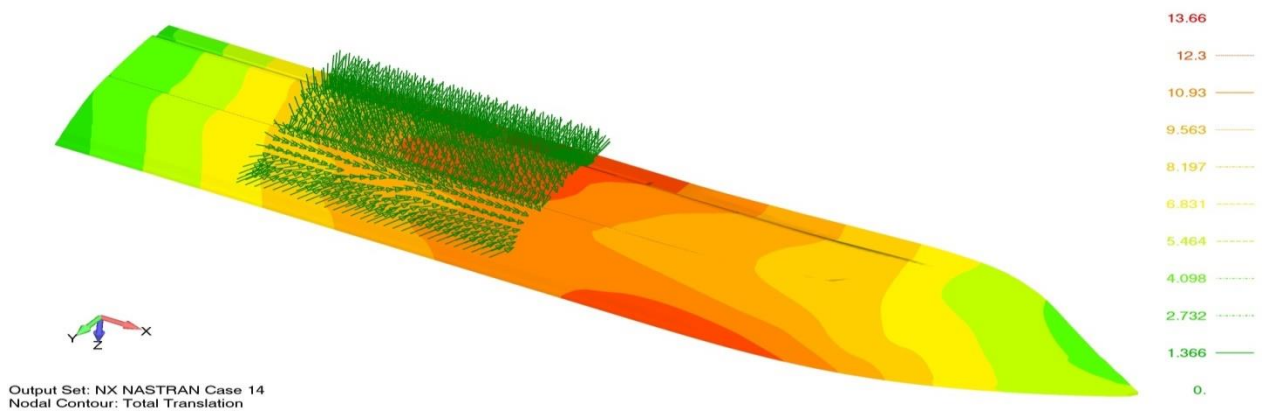
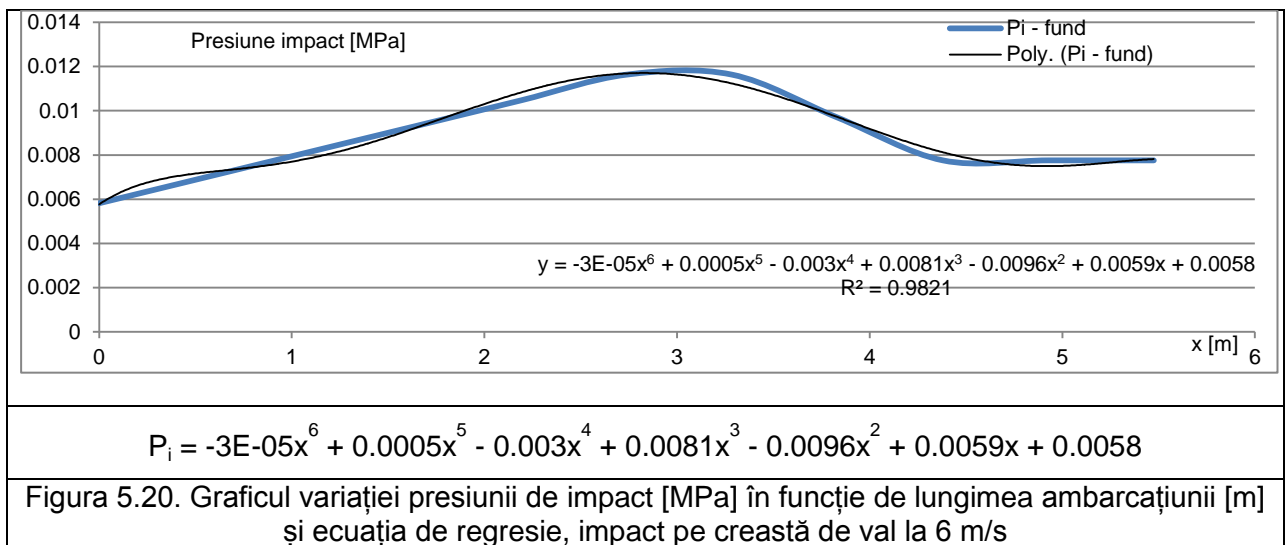
Tabelul 5.13. Aria de aplicare a presiunii de impact

Viteza [m/s]	Aria gol de val [m ²]	Aria creastă de val [m ²]
4	1.92	1.64
5	2.12	1.82
6	2.37	2.03
7	2.37	2.03
8	3.00	2.58
9	3.39	2.91
10	3.42	2.93

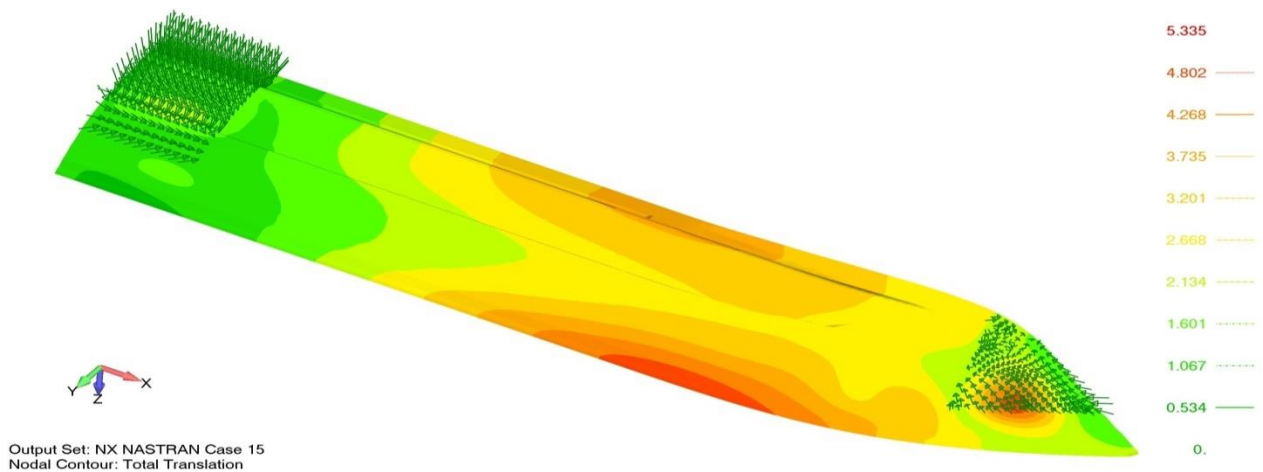
Pentru fiecare valoare a vitezei de deplasare, respectiv pentru fiecare valoare a a_{cg} și considerând relația de distribuție a presiunii în funcție de lungime au fost calculate valorile presiunii pentru fiecare caz. În Tabelul 5.14 sunt prezentate exemplificat valorile presiunii de impact pentru toată lungimea ambarcațiunii la viteza de 6 m/s. În mod similar interpolării presiunilor din CFD pentru cazurile de deplasare în regim staționar stabilizat au fost extrase ecuațiile de variație ale presiunii față de lungimea ambarcațiunii (Figura 5.20) pentru a facilita aplicarea lor pe elementele de înveliș în programul de analiză structurală (Figurile 5.21 și 5.22).

Tabelul 5.14. Presiunea de impact calculată pentru viteza de 6 m/s, impact pe creastă de val

% L	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1
P_i [MPa]	0.0058	0.0069	0.0081	0.0093	0.0104	0.0116	0.0116	0.0097	0.0077	0.0077	0.0077



Au fost urmărite două aspecte principale în rularea cazurilor de încărcare extreme în programul de analiză structurală prin FEM, respectiv evaluarea tensiunilor totale Von Mises și a deformatelor. Toate aceste valori au fost măsurate în aceleasi puncte în care au fost amplasate mărcile tensometrice pe durata experimentului. Valorile sunt prezentate în format numeric în Tabelele 5.15 - 5.18.



Tabelul 5.15. Tensiunile Von Mises pentru impactul pe creastă de val

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Crestă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,078	0,117	0,236	0,355	0,510	0,978	0,987
	M2	0,068	0,106	0,221	0,337	0,484	0,932	0,942
	M3	0,460	0,576	0,954	1,228	1,545	2,657	2,597
	M4	1,081	1,749	3,487	4,992	6,808	11,634	11,764
	M5	0,342	0,708	1,488	2,274	3,282	5,959	6,023
	M6	0,355	0,446	0,813	1,259	1,742	3,194	3,264
	M7	1,159	1,846	3,602	5,123	6,938	11,663	11,791
	M8	0,497	0,559	0,901	1,151	1,489	2,800	2,766
	M9	0,556	1,058	1,896	2,903	4,086	6,564	6,631
	M10	0,569	1,076	1,919	2,933	4,121	6,608	6,676

Tabelul 5.16. Tensiunile Von Mises pentru impactul pe gol de val

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Gol de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,051	0,057	0,060	0,062	0,073	0,073	0,082
	M2	0,051	0,056	0,058	0,059	0,071	0,070	0,080
	M3	0,206	0,295	0,338	0,381	0,390	0,397	0,411
	M4	0,377	0,554	0,647	0,741	0,782	0,797	0,911
	M5	0,157	0,229	0,239	0,250	0,314	0,314	0,378
	M6	0,144	0,242	0,377	0,512	0,699	0,969	1,016
	M7	0,377	0,553	0,647	0,740	0,781	0,795	0,910
	M8	0,206	0,296	0,340	0,384	0,394	0,402	0,416
	M9	0,261	0,382	0,492	0,602	0,803	1,332	1,470
	M10	0,258	0,378	0,489	0,600	0,802	1,327	1,466

Tabelul 5.17. Deformatele pentru impactul pe creastă de val

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Crestă de val Deformată totală [mm]	M1	3,04	5,83	11,87	17,85	25,30	31,82	32,24
	M2	2,99	5,78	11,84	17,84	25,32	31,97	32,40
	M3	3,04	5,83	11,87	17,86	25,32	45,52	46,12
	M4	3,14	6,09	12,33	18,62	26,40	47,35	47,92
	M5	2,12	4,30	8,53	13,04	18,71	33,07	33,46
	M6	2,14	4,31	8,53	13,03	18,66	33,01	33,42
	M7	2,99	5,77	11,83	17,82	25,31	45,71	46,32
	M8	2,07	4,17	8,25	12,62	18,08	31,96	32,35
	M9	1,28	3,34	7,39	11,65	16,91	32,64	33,22
	M10	1,29	3,36	7,44	11,71	17,00	32,78	33,36

Tabelul 5.18. Deformatele pentru impactul pe gol de val

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Gol de val Deformată [mm]	M1	1,52	1,67	2,10	2,26	2,46	2,67	2,80
	M2	1,53	1,66	2,09	2,25	2,45	2,65	2,84
	M3	1,40	1,70	2,09	2,30	2,49	2,68	3,19
	M4	1,60	1,75	2,21	2,26	2,53	2,80	2,84
	M5	1,56	1,69	2,14	2,22	2,46	2,71	2,75
	M6	1,01	1,04	1,27	1,36	3,05	4,74	5,36
	M7	1,56	1,68	2,13	2,27	2,48	2,69	2,80
	M8	1,42	1,70	2,11	2,30	2,49	2,68	3,13
	M9	1,02	1,10	1,30	1,43	2,87	4,30	4,88
	M10	1,06	1,14	1,36	1,50	2,90	4,30	4,88

Se poate observa faptul că valorile tensiunilor și implicit ale deformatelor sunt mai mari decât în cazurile de încărcare în regim staționar și că acestea cresc odată cu mărirea vitezei de deplasare. Rezultatele sunt firești, întrucât impactul la viteze mai mari cu un val are ca rezultat o presiune de impact mai mare.

De asemeni, în cazurile de impact pe gol de val, atât tensiunile cât și deformatele pornesc de la o valoare mai mică pentru viteze mici de deplasare și au o creștere mai mică spre sfârșitul domeniului de simulare, ceea ce se poate interpreta prin faptul că această situație de încărcare extremă creează o distribuție relativ uniformă a tensiunilor în corpul ambarcațiunii prin combinația efectului forțelor de inerție și a presiunii distribuite două zone de pe înveliș. În situația de impact pe creastă de val, tensiunile și deformatele au o amplitudine mai mare și în zona centrală și spre extremități.

Asa cum era de așteptat, zona centrală a ambarcațiunii suferă cele mai mari solicitări în cazurile extreme de impact, prezentând deformatate de aproape 40 mm (poziția mărcii 4 și a mărcii oglindă 7) pentru cazul de impact pe creastă de val. O valoare aproximativ la fel de mare a deformatatei se regăsește și pe pozițiile mărcilor adiacente, situate în aceeași secțiune ($\cong 2130$ mm față de oglinda pupa). Valorile sunt mai mici pentru punctele de măsură situate pe elementele de osatură și mai mari pentru elementele de înveliș, ceea ce este firesc întrucât elementul de osatură rigidizează panoul de înveliș, reducând deplasările.

Variațiile tensiunilor și deformatelor au fost reprezentate grafic pentru a putea fi urmărite mai ușor în seria de Figuri 5.23 și 5.24.

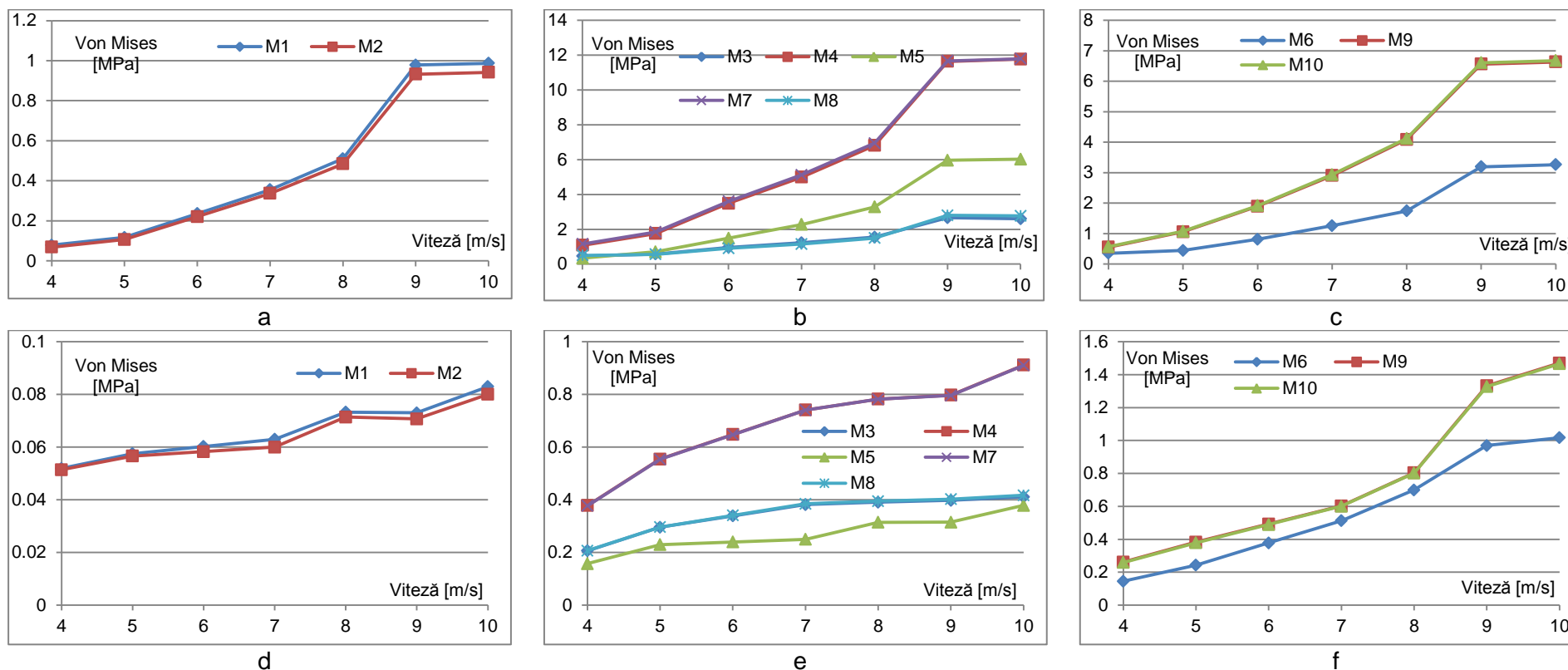


Figura 5.23. Variația tensiunilor Von Mises pentru cazurile de impact pe creastă de val (a, b, c) și gol de val (d, e, f) pentru structura inițială

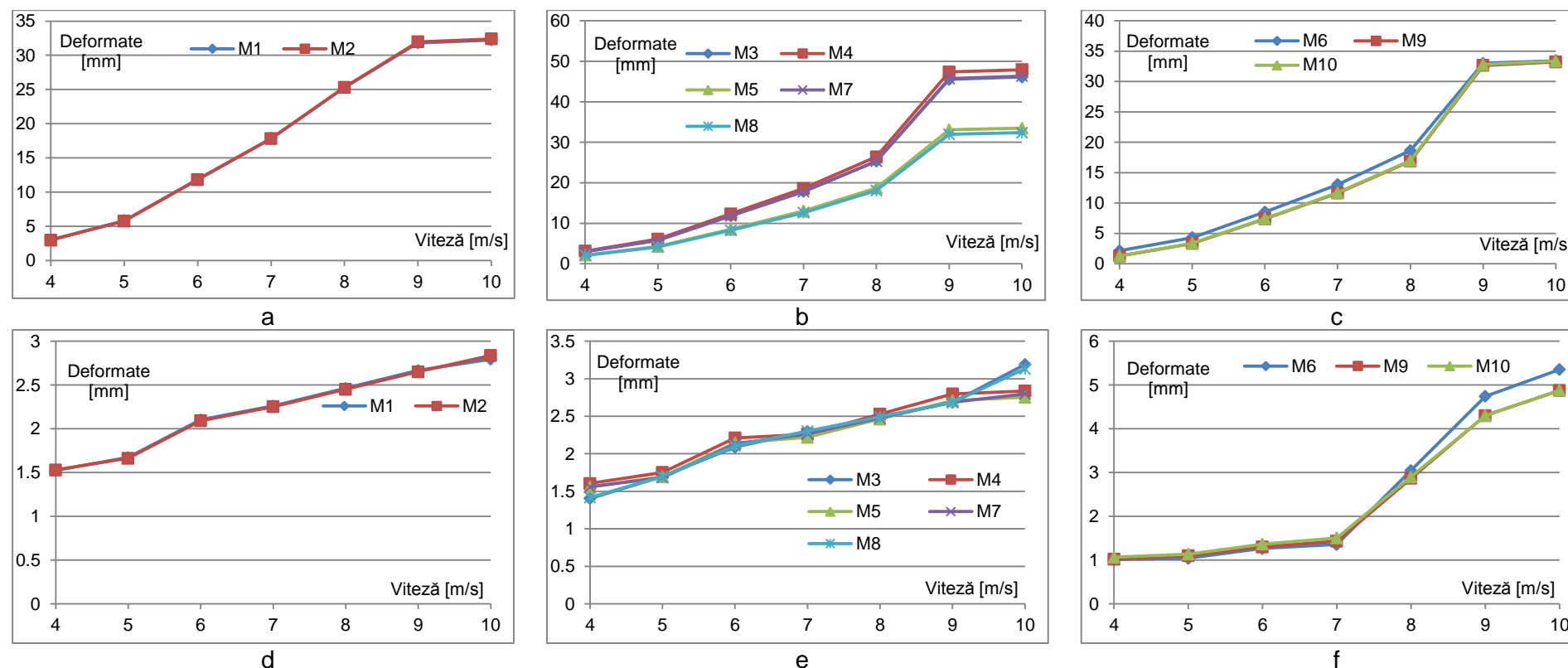


Figura 5.24. Variația deformatelor pentru cazurile de impact pe creastă de val (a, b, c) și gol de val (d, e, f) pentru structura inițială

5.7 Comparație cu valorile experimentale de impact

Una din înregistrările la viteza de 6 m/s din timpul experimentului a evidențiat o situație de impact cu val. Întrucât echipamentele de înregistrare folosite în timpul experimentului nu au inclus și sisteme de monitorizare a valului incident nu se cunoaște amplitudinea sau frecvența valului. Înregistrările pe baza accelerometrelor pot oferi informații referitoare la valorile accelerațiilor prova și pupa, în raport cu care se poate calcula accelerația centrului de greutate.

Conform metodologiei de calcul folosite în registrul naval, accelerația în centrul de greutate la impact pentru 6 m/s este de 25,70 m/s² (conform Tabelului 5.13 din prezentul capitol), valoare foarte apropiată de cea înregistrată în segmentul de timp 31,98 - 32,02 s al înregistrării la 6m/s pe val. Un extras din această înregistrare este reprodus în Tabelul 5.19, iar valorile din perioada de interes sunt evidențiate prin subliniere și cursiv.

Tabelul 5.19. Extras din înregistrarea experimentală cu val la 6 m/s

Timp [s]	Tensiune normală măsurată [MPa]										Accelerație [m/s ²]		
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	Prova	Pupa	CG
31,94	-0,06	-0,112	0,008	-0,032	0,068	0,006	-0,032	0,021	0,001	-0,005	-1,158	-0,229	-0,962
31,96	-0,035	-0,062	0,032	0,071	0,039	-0,008	0,052	0,049	0,008	-0,005	3,663	1,418	3,19
<u>31,98</u>	<u>0,031</u>	<u>0,071</u>	<u>0,051</u>	<u>0,219</u>	<u>-0,012</u>	<u>-0,033</u>	<u>0,217</u>	<u>0,029</u>	<u>0,003</u>	<u>0,002</u>	<u>-31,542</u>	<u>2,317</u>	<u>-24,402</u>
<u>32</u>	<u>0,073</u>	<u>0,155</u>	<u>0,042</u>	<u>0,107</u>	<u>0,026</u>	<u>-0,02</u>	<u>0,112</u>	<u>-0,062</u>	<u>-0,008</u>	<u>0,01</u>	<u>-31,542</u>	<u>-0,036</u>	<u>-24,898</u>
<u>32,02</u>	<u>0,053</u>	<u>0,119</u>	<u>-0,031</u>	<u>-0,092</u>	<u>0,089</u>	<u>0,017</u>	<u>-0,054</u>	<u>-0,042</u>	<u>0,021</u>	<u>0,027</u>	<u>-31,542</u>	<u>0,079</u>	<u>-24,873</u>
32,04	-0,004	0,01	0,028	-0,019	0,053	0,003	0,016	0,01	0,001	0,005	-1,695	0,76	-1,177
32,06	0,003	0,016	0,029	0,062	0,03	-0,01	0,079	-0,032	-0,021	-0,012	3,986	-0,751	2,987

Aceste valori comparate cu rezultatele obținute din analiza structurală prin FEM (Tabelul 5.20) pe cazul de încărcare la impact cu val la 6 m/s arata că o serie de valori sunt foarte apropiate, respectiv pe mărcile M1, M3, M7 și M8, în situația de gol de val.

Tabelul 5.20. Valorile tensiunilor normale calculate prin FEM la cazul de impact cu val la 6 m/s

	Tensiune normală calculată [MPa]									
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10
CREASTĂ DE VAL	-0,0254	-0,0278	0,6873	-3,7063	-3,6556	-1,9155	-3,7076	0,6778	-1,8254	-1,8824
GOL DE VAL	0,0429	0,0437	-0,0417	0,3073	0,6825	0,2893	0,3073	-0,0417	0,3730	0,3688

Nu toate valorile tensiunilor corespund, întrucât cazul de impact considerat de regulile de registru este unul ideal, iar cel întâlnit în timpul experimentului este un fenomen combinat, descriptibil ca un impact parțial pe gol de val, în care doar zona prova este supusă acestui impact, iar zona pupa nu se desprinde de apă și astfel nu este supusă impactului.

Correspondența, chiar și parțială a valorilor tensiunilor confirmă faptul că valorile de calcul recomandate de registrul naval folosit sunt apropiate de cele înregistrate în timpul experimentului, și metoda de aplicare a accelerațiilor de impact și a presiunilor de impact este de natură să reproducă fenomenul natural, astfel încât să produca rezultate veridice, cu aplicabilitate practică.

5.8 Criterii de cedare

Amplitudinea parametrilor calculați numeric și confirmați parțial prin experiment creează întrebarea firească dacă structura este susceptibilă să cedeze în cazul acestor solicitări extreme. Pentru materiale convenționale criteriile de cedare sunt simple și relativ ușor de pus în practică, pe baza parametrilor de rezistență ai materialului. În cazul materialelor compozite, datorită modului de constituire din cel puțin 2 faze distincte, acesta prezintă un grad mai mare de complexitate în ceea ce privește analiza din punct de vedere al criteriilor de cedare. În situația solicitărilor multiaxiale a materialelor compozite anizotrope, natura și direcția acestor solicitări

poate conduce la o stare de tensiuni complexă, în care se impune necesitatea adoptării unor condiții specifice care combină parametrii stărilor de tensiuni cu parametrii limită ai materialului pentru a evalua momentul în care materialul compozit cedează.

Pentru a putea caracteriza matematic cedarea unui compozit, fenomenul trebuie caracterizat din punct de vedere al parametrilor excitației și ai răspunsului pe care aceasta îl generează. Cedarea din punct de vedere micromecanic se poate spune că se instalează în momentul în care apare o discontinuitate a răspunsului primit din partea obiectului solicitat prin excitație. Discontinuitățile de interes tehnic pe care le putem întâlni sunt apariția nelinearității în relația tensiune-deformare, apariția unei deformări ireversibile sau încetarea corespondenței bidirecționale a funcției tensiune-deformare din cauza ruperii.

Pentru materiale compozite au fost dezvoltate de-a lungul timpului o serie de criterii de rupere macromecanice și micromecanice. Din categoria criteriilor macromecanice putem enumera criteriul tensiunilor maxime, criteriul deformațiilor specifice maxime, criteriul Hill, criteriul Hoffman, criteriul Hashin-Rotem criteriul Tsai-Wu sau criteriul Puck. Analizând din punct de vedere micromecanic, la nivelul fazelor, se pot enumera criteriul Azzi-Tsai, criteriul Franklin criteriul Prager și multe altele.

În analiza structurii din prezenta lucrare va fi utilizat criteriul macromecanic Hoffman, datorită simplității în utilizare și a integrării în programul de analiză prin FEM folosit. Ecuația criteriului pentru starea plană de tensiuni este:

$$F = \frac{\sigma_1^2}{X_{1t}X_{1c}} + \frac{\sigma_2^2}{X_{2c}X_{2t}} + \frac{\sigma_{12}^2}{S^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X_{1c}X_{1c}} + \left(\frac{1}{X_{1t}} - \frac{1}{X_{1c}}\right)\sigma_1 + \left(\frac{1}{X_{2t}} - \frac{1}{X_{2c}}\right)\sigma_2 \quad (5.2)$$

unde X_{it} și X_{ic} sunt tensiunile limită la întindere și respectiv compresiune pe direcția i a laminei. Integritatea laminei este asigurată pentru $F < 1$.

Urmărind rezultatele numerice prezentate în tabelele de tensiune și deformate 5.15 - 5.17 și reprezentate grafic în Figura 5.24 se poate constata că valorile maxime sunt întâlnite în cazul de impact pe creastă de val la viteza maximă conform specificațiilor de registru naval, respectiv 10 m/s. Cedarea structurii în oricare din straturile constituente este indicată prin valoarea unitară sau supraunitară a indicelui de cedare. După cum se poate observa în Figura 5.25, valoarea maximă calculată a indicelui de cedare pentru structura inițială este de 0,391, ceea ce indică integritatea structurii sub efectul acestei solicitări. Imaginile reprezentând distribuția deformatelor, respectiv a tensiunilor Von Mises pe suprafața corpului ambarcațiunii pot fi urmărite în Figurile 5.26 respectiv 5.27.

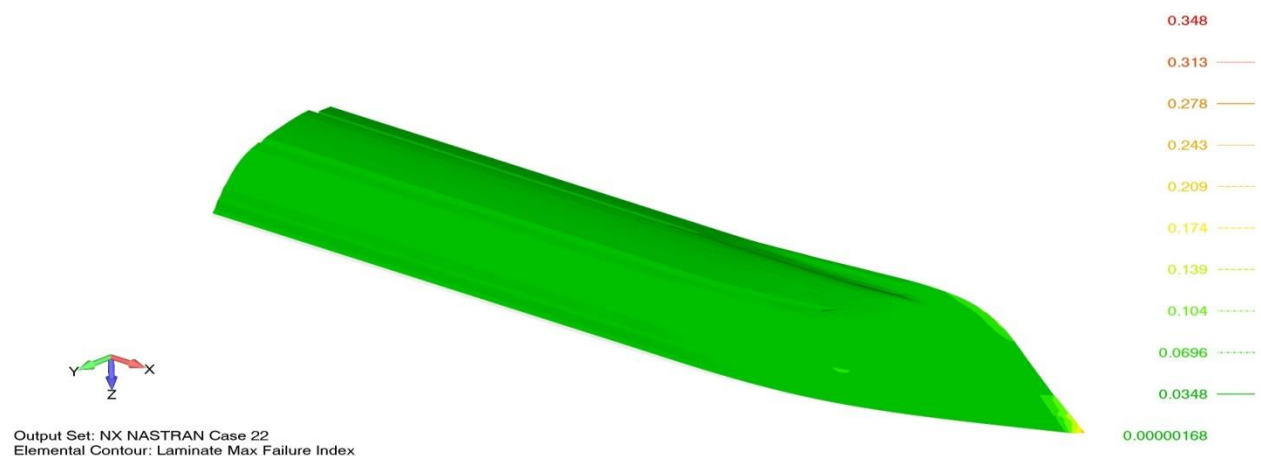


Figura 5.25. Indicele de cedare pentru structura inițială a ambarcațiunii la solicitarea de impact pe creastă de val la 10 m/s

Valorile maxime ale deformatelor și tensiunilor prezentate în figuri sunt mai mari decât valorile maxime reproduse numeric în Tabelele 5.15-5.17, deoarece valorile numerice reprezintă rezultatul calculat pe poziția mărcii tensometrice care a fost amplasată în acel punct pe parcursul experimentului. Pentru a asigura o continuitate și pentru o comparație corectă pe parcursul acestei analize, toate valorile numerice consemnate vor fi măsurate în continuare în aceleași puncte. Analiza din punct de vedere al integrității prin indicii de cedare Hoffman va urmări însă întreaga structură a ambarcațiunii, astfel încât să poată fi identificată valoarea maximă a acestui indice pe tot cuprinsul structurii.

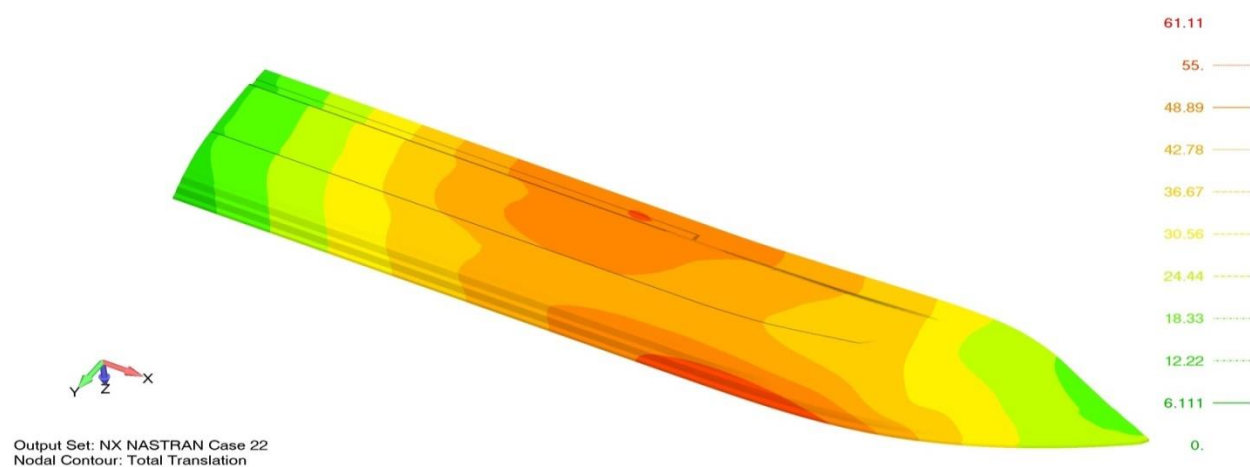


Figura 5.26. Distribuția deformatelor pe corpul ambarcațiunii în versiunea originală de structură, pentru impactul pe creastă de val la 10 m/s

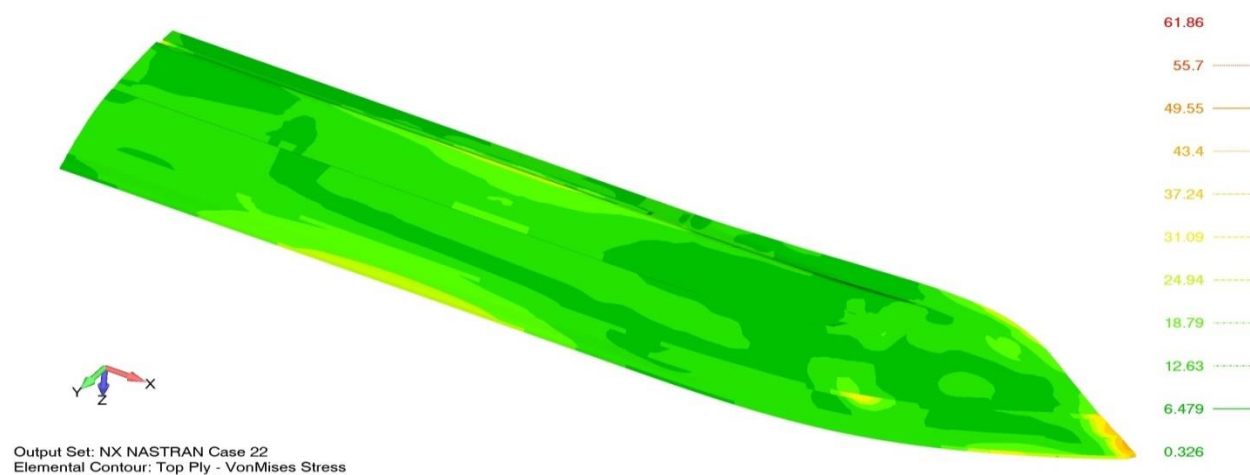


Figura 5.27. Distribuția tensiunilor Von Mises pe corpul ambarcațiunii în versiunea originală de structură, la cazul de impact pe creastă de val la 10m/s

5.9 Strategia de alegere a variantelor alternative

Unul dintre avantajele materialelor compozite este acela că prin modificări relativ ușor de operat în modul de obținere a laminatului final se pot modifica anumite caracteristici care sunt urmărite în mod special de proiectant. Pe parcursul acestui subcapitol se va urmări îmbunătățirea structurii în sensul reducerii masei totale a ansamblului, reducerii tensiunilor și a deplasărilor. Pentru că varietatea de materiale compozite disponibile este în continuă

expansiune, îmbunătățirea structurii va păstra aceleași materiale de armare și rășină folosite la structura inițială și va urmări doar construcția unor compozite stratificate de tip sandwich, folosind 2 tipuri de materiale de miez. Materialele de miez au fost alese pe considerentele popularității în rândul constructorilor de ambarcațiuni și disponibilității acestuia pe piața internă. **Coremat** este denumirea comercială a unui tip de material de miez care este furnizat de firma *Lantor*. Acest material este confecționat din fibre de poliester nețesute, compatibil cu orice tip de rășină folosită în procedeele de formare manuală în matrițe deschise sau sub vacuum. Prezintă o serie de perforații echidistante care au scopul de reducere a alunecărilor din straturile adiacente miezului. Este disponibil în grosimi între 2 și 10 mm, având proprietățile mecanice descrise în Tabelul 5.21 și aspectul prezentat în Figura 5.28. În prezentul studiu a fost folosită versiunea având grosimea de 3 mm, ce prezintă o densitate de 540 kg/m^3 în starea impregnată cu rășină.

Tabelul 5.21. Proprietățile mecanice ale materialului de miez Coremat [108]

Proprietatea mecanică	U.M.	Valoare	Standardul folosit
Rezistență la încovoiere	[MPa]	8,5	ASTM D790
Modul de elasticitate transversal	[MPa]	1250	ASTM D790
Rezistența la tracțiune	[MPa]	4	ASTM C297
Rezistența la compresiune, 10% deformare	[MPa]	10	ISO 844
Rezistența la forfecare	[MPa]	3	ASTM C273-61
Modulul de forfecare	[MPa]	25	ASTM C273-62

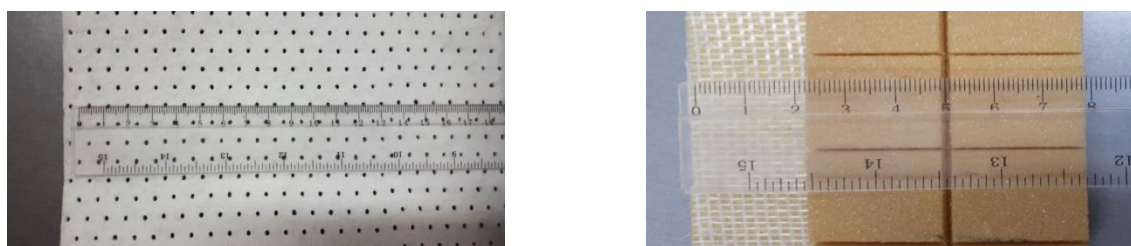


Figura 5.28. Aspectul materialului de miez **Coremat** cu grosimea de 3 mm (stânga) și spumă M-55-SCRIM (dreapta) cu grosimea de 10 mm. Se poate observa prezentarea de pe fața posterioară, cașerat pe o țesătură din fibră de sticlă

Cel de-al doilea tip de material de miez folosit este o spumă din PVC pretăiată parțial și cașerată pe o țesătură din fibră de sticlă de grosime neglijabilă, care are doar rolul de a păstra împreună casetele din spumă. Denumirea comercială a materialului este **M-55-SCRIM**, este produs de firma **Cristex** și are grosimea de 10 mm și densitatea de 60 kg/m^3 . Caracteristicile mecanice ale materialului sunt prezentate în Tabelul 5.22 și aspectul poate fi urmărit în Figura 5.29.

Tabelul 5.22. Proprietățile mecanice ale materialului de miez spumă [109]

Proprietatea mecanică	U.M.	Valoare	Standardul folosit
Rezistență la încovoiere	[MPa]	1,4	DIN 53423
Modul de elasticitate transversal	[MPa]	40	ISO 1209
Rezistența la tracțiune	[MPa]	1,3	DIN 53571
Rezistența la compresiune	[MPa]	58	DIN 53421
Rezistența la forfecare	[MPa]	0,8	ASTM C273-61
Modulul de forfecare	[MPa]	22	ASTM C393

Pentru a justifica direcția aleasă în privința ușurării și creșterii rezistenței la impactul cu valurile va fi făcută o scurtă trecere în revistă a cercetărilor și progreselor tehnologice în domeniul materialelor compozite în sistem sandwich [111]. Acest tip de structuri au fost folosite pe scară largă în aplicații din domeniul aerospațial, naval și al construcțiilor de autovehicule,

unde rezistența și rigiditatea trebuie completate de o masă cat mai mică a structurii, așa cum este detaliat de Vinson (1999) [112]. Structurile sandwich presupun utilizarea unor fețe cu rezistență mare lipite pe ambele părți ale unui miez cu densitate mică. Acesta are rolul de îndepărtare a fețelor de fibra neutră și de a asigura conlucrarea acestora. Materialele celulare sunt cele mai eficiente în cazul aplicațiilor în care se urmărește o masă cat mai redusă. Datorită ușurintei cu care atât fețele cât și materialul de miez pot fi schimbate în procesul tehnologic de obținere a laminatului, această structură oferă o foarte mare flexibilitate în proiectarea variantelor alternative cu grade diferite de rigiditate [113].

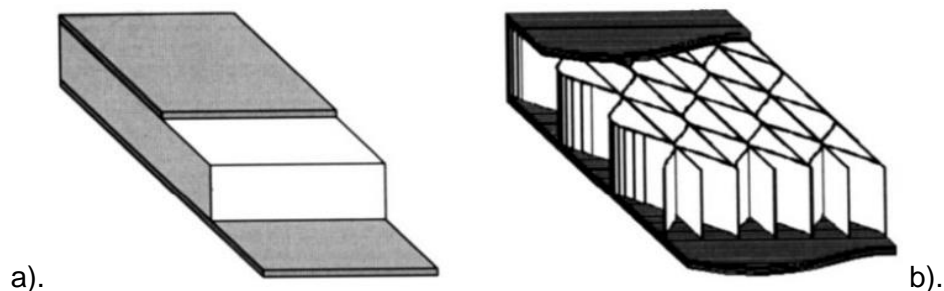


Figura 5.30. Structuri sandwich tipice: cu miez din spumă (a) miez cutat sau fagure (b) [84]

Stratificatiile au fost introduse în programul de analiză structurală prin definirea unui laminat specific pentru fiecare zona de grosime (chilă, fund, bordaj și suprastructură) [110]. Întrucât osatura constituie un procent mic din masa laminatului initial, nu s-a optat pentru schimbarea caracteristicilor acesteia, deoarece reducerea masei ar avea o influență redusă asupra masei totale a ambarcațiunii. În Figura 5.32 este prezentată o fereastră de dialog pentru definirea laminatului, evidențiind fiecare strat component în parte, atât cele de fibră de sticlă cât și cele de miez. S-a urmărit ca fiecare stratificație să înceapă și să se termine cu un strat CSM 450, întrucât acesta este un strat mai bogat în rășină și astfel asigură închiderea porilor pentru a asigura impermeabilizarea laminatului, în conformitate cu practica industrială în domeniul construcțiilor de ambarcațiuni.

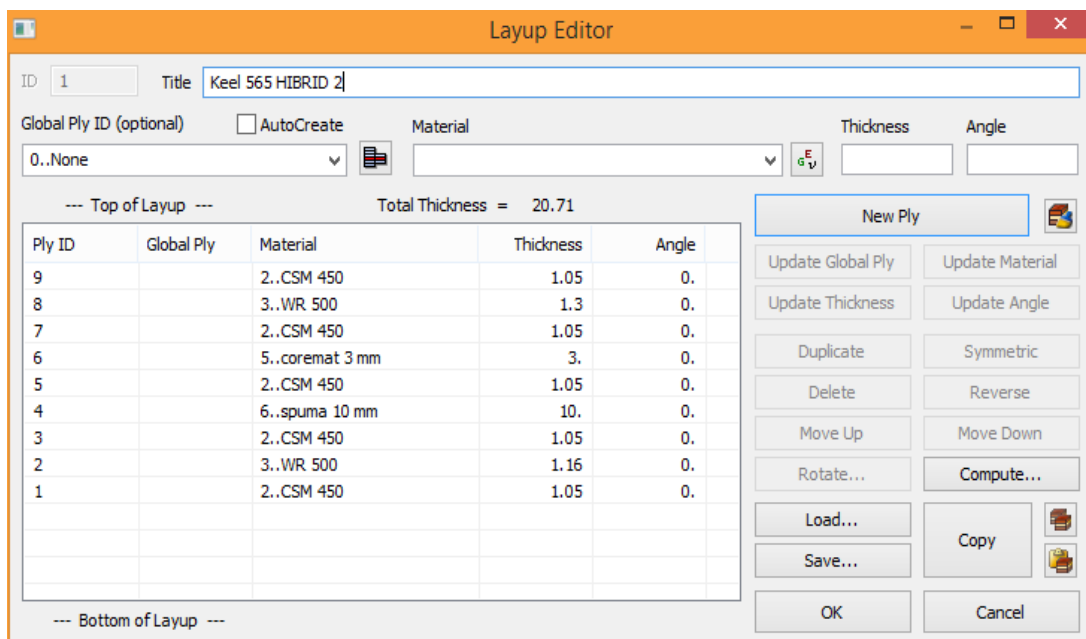


Figura 5.32. Fereastră de dialog pentru pentru introducerea stratificației

Tabelul 5.24 Descrierea stratificației pentru propunerile alternative și caracteristicile mecanice calculate de programul de analiză FEM

CHILĂ		FUND		BORDAJ		SUPRASTRUCTURĂ	
ORIGINAL + COREMAT (prescurtare OC)							
3 X CSM 450	grosime 11,3 mm Ex=6,88 GPa Exb=8,28 GPa	3 X CSM 450	grosime 10,25 mm Ex=6,62 GPa Exb=8,47 GPa	2 X CSM 450	grosime 7,9 mm Ex=5,43 GPa Exb=7,60 GPa	2 X CSM 450	grosime 7,9 mm Ex=5,43 GPa Exb=7,60 GPa
1 X WR 300		COREMAT		COREMAT			
COREMAT		1 X WR 300		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X WR 300		1 X WR 300	
1 X WR 500		1 X WR 500		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
2 X CSM 450		1 X CSM 450					
ORIGINAL + SPUMĂ (prescurtare OS)							
3 X CSM 450	grosime 18,3 mm Ex=4,08 GPa Exb=7,23 GPa	3 X CSM 450	grosime 17,25 mm Ex=3,71 GPa Exb=6,93 GPa	2 X CSM 450	grosime 14,9 mm Ex=2,67 GPa Exb=5,55 GPa	2 X CSM 450	grosime 14,9 mm Ex=2,67 GPa Exb=5,55 GPa
1 X WR 300		SPUMĂ		SPUMĂ			
SPUMĂ		1 X WR 300		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X WR 300		1 X WR 300	
1 X WR 500		1 X WR 500		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
2 X CSM 450		1 X CSM 450					
ORIGINAL + COREMAT, UȘURAT (prescurtare OCU)							
2 X CSM 450	grosime 10,25 mm Ex=6,80 GPa Exb=8,85 GPa	1 X CSM 450	grosime 9,35 mm Ex=6,71 GPa Exb=8,92 GPa	1 X CSM 450	grosime 6,65 mm Ex=5,36 GPa Exb=7,81 GPa	1 X CSM 450	grosime 6,65 mm Ex=5,36 GPa Exb=7,81 GPa
1 X WR 300		1 X WR 300		1 X WR 300			
1 X CSM 450		1 X CSM 450		COREMAT		COREMAT	
COREMAT		COREMAT		1 X WR 300		1 X WR 300	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X WR 500		1 X WR 500					
1 X CSM 450	1 X CSM 450						

Tabelul 5.24 Descrierea stratificației pentru propunerile alternative și caracteristicile mecanice calculate de programul de analiză prin FEM (continuare)

CHILĂ		FUND		BORDAJ		SUPRASTRUCTURĂ	
ORIGINAL + SPUMĂ, UȘURAT (prescurtare OSU)							
1 X CSM 450	grosime 17,25 mm Ex=3,70 GPa Exb=6,96 GPa	3 X CSM 450	grosime 16,2 mm Ex=3,60 GPa Exb=6,99 GPa	2 X CSM 450	grosime 13,85 mm Ex=2,35 GPa Exb=5,13 GPa	2 X CSM 450	grosime 13,85 mm Ex=2,35 GPa Exb=5,13 GPa
1 X WR 300		SPUMĂ		SPUMĂ		SPUMĂ	
1 X CSM 450		1 X WR 300		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
SPUMĂ		1 X CSM 450		1 X WR 300		1 X WR 300	
2 X CSM 450		1 X WR 500		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X WR 500		1 X CSM 450					
1 X CSM 450							
COREMAT (prescurtare C)							
2 X CSM 450	grosime 8,35 mm Ex=6,0 GPa Exb=8,0 GPa	2 X CSM 450	grosime 8,05 mm Ex=5,5 GPa Exb=7,62 GPa	2 X CSM 450	grosime 7,2 mm Ex=5,0 GPa Exb=7,31 GPa	2 X CSM 450	grosime 6,15 mm Ex=4,39 GPa Exb=6,53 GPa
COREMAT		COREMAT		COREMAT		COREMAT	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X WR 500		1 X WR 500					
1 X CSM 450		1 X CSM 450					
SPUMĂ (prescurtare S)							
2 X CSM 450	grosime 15,35 mm Ex=2,98 GPa Exb=5,95 GPa	2 X CSM 450	grosime 15,05 mm Ex= 2,73 GPa Exb=5,60 GPa	2 X CSM 450	grosime 14,20 mm Ex=2,35 GPa Exb=5,10 GPa	2 X CSM 450	grosime 13,15 mm Ex=1,76 GPa Exb=3,94 GPa
SPUMĂ		SPUMĂ		SPUMĂ		SPUMĂ	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X WR 500		1 X WR 300					
1 X CSM 450		1 X CSM 450					

Tabelul 5.24 Descrierea stratificației pentru propunerile alternative și caracteristicile mecanice calculate de programul de analiză prin FEM (continuare)

CHILĂ		FUND		BORDAJ		SUPRASTRUCTURĂ	
HIBRID 1 (prescurtare H1)							
2 X CSM 450	grosime 19,4 mm Ex=3,09 GPa Exb=5,80 GPa	2 X CSM 450	grosime 19,1 mm Ex=2,81 GPa Exb=5,36 GPa	2 X CSM 450	grosime 17,2 mm Ex=1,80 GPa Exb=3,27 GPa	1 X CSM 450	grosime 16,15 mm Ex=1,65 GPa Exb=3,06 GPa
COREMAT		COREMAT		COREMAT		COREMAT	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
SPUMĂ		SPUMĂ		SPUMĂ		SPUMĂ	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X WR 500		1 X WR 300					
1 X CSM 450		1 X CSM 450					
HIBRID 2 (prescurtare H2)							
1 X CSM 450	grosime 20,7 mm Ex=3,83 GPa Exb=7,21 GPa	1 X CSM 450	grosime 19,65 mm Ex=3,64 GPa Exb=6,98 GPa	2 X CSM 450	grosime 18,35 mm Ex=2,67 GPa Exb=5,11 GPa	1 X CSM 450	grosime 17,3 mm Ex=2,49 GPa Exb=4,80 GPa
1 X WR 500		1 X WR 500		SPUMĂ		COREMAT	
1 X CSM 450		COREMAT		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
SPUMĂ		1 X CSM 450		COREMAT		SPUMĂ	
1 X CSM 450		SPUMĂ		1 X WR 500		1 X CWR 500	
COREMAT		1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X CSM 450		1 X WR 500					
1 X WR 500		1 X CSM 450					
1 X CSM 450							
HIBRID 3 (prescurtare H3)							
1 X CSM 450	grosime 18,61 mm Ex=3,35 GPa Exb=6,44 GPa	1 X CSM 450	grosime 18,6 mm Ex=3,38 GPa Exb=6,53 GPa	1 X CSM 450	grosime 17,3 mm Ex=2,48 GPa Exb=4,81 GPa	1 X CSM 450	grosime 17,1 mm Ex=2,40 GPa Exb=4,74 GPa
1 X WR 500		1 X WR 500		1 X WR 500		COREMAT	
SPUMĂ		COREMAT		COREMAT		1 X CSM 450	
1 X CSM 450		1 X CSM 450		1 X CSM 450		SPUMĂ	
COREMAT		SPUMĂ		SPUMĂ		1 X WR 500	
1 X WR 500		1 X WR 500		1 X CSM 450		1 X CSM 450	
1 X CSM 450		1 X CSM 450					

5.10 Descrierea variantelor alternative propuse

Stratificațiile alternative propuse au urmărit să îmbunătățească structura, conform direcțiilor enumerate în subcapitolul anterior. Pentru a analiza modificările pe care le aduce înlocuirea unei structuri monolit cu o variantă sandwich, propunerile au fost grupate în 4 seturi, astfel:

- Setul 1, în care varianta de structură inițială a fost modificată prin inserarea unui strat de miez, obținând variantele ORIGINAL + COREMAT (OC) și ORIGINAL + SPUMĂ (OS) Scopul elaborării și verificării în programul de analiză numerică acestor două variante a fost acela de a urmări variațiile tensiunilor și deformatelor față de modelul inițial, în condițiile în care materialul de armare folosit este același. Masa structurii, evident, este de așteptat să crească;

- Setul 2, în care se urmărește ca soluțiile de stratificație propuse în setul anterior să coboare sub masa inițială a structurii. Variantele sunt intitulate ORIGINAL + COREMAT UȘURAT (OCU) și ORIGINAL + SPUMĂ UȘURAT (OSU). Se așteaptă de asemeni o reducere a tensiunilor și deformatelor față de structura monolit inițială;

- Setul 3, în care folosind alternativ una dintre variantele de material de miez s-a încercat reducerea la minim a masei structurii. Variantele au fost intitulate simplu COREMAT (C) și SPUMĂ (S). Este de așteptat ca tensiunile și deformatele să crească;

- Setul 4, în care s-au folosit variante hibrid, structuri sandwich în care sunt folosite ambele materiale de miez. Structurile sunt intitulate HIBRID 1 (H1), HIBRID 2 (H2) și HIBRID 3 (H3). În aceste variante de structuri s-a urmărit în principal reducerea deformatelor și a tensiunilor și pe cat posibil obținerea unei mase mai mici.

5.11 Analiza variantelor alternative propuse

Întrucât tensiunile și deformatele maxime se întâlnesc în cazurile de încărcare la impact pe creastă de val, pentru simplificarea comparației vor fi incluse doar aceste cazuri de încărcare. Va fi de asemenea verificat indicele maxim de cedare, pentru toate cazurile, pe întreaga structură. În aceeași intenție de a simplifica volumul mare de date rezultate din analiză, deoarece structura prezintă simetrie față de planul diametral al ambarcațiunii, iar comparația între analiza numerică și cea experimentală au relevat o buna corelare între date, vor fi pastrate pentru comparație doar unul dintre punctele care au avut pereche simetrică față de planul diametral. Datele colectate în urma analizei structurale sunt prezentate atât în format numeric în Tabelele 5.25- 5.42, cât și sub formă grafică, exemplificat pentru varianta OC în Figura 5.33.

Tabelul 5.25. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OC

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0629	0,1089	0,2368	0,3615	0,5233	1,0344	1,0429
	M3	0,2694	0,4139	0,6073	1,0065	1,5558	3,1435	3,1471
	M4	0,8752	1,4475	2,8411	4,1038	5,6303	9,6867	9,8183
	M5	0,4125	0,7976	1,6277	2,4574	3,4971	6,2424	6,3170
	M6	0,3021	0,4537	0,8181	1,2836	1,8408	3,2637	3,3159
	M9	0,3378	0,7412	1,4334	2,2549	3,2560	5,4806	5,5379

Tabelul 5.26. Deformatele pentru varianta structurală OC

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	2,04	4,18	8,65	13,14	18,68	23,73	24,05
	M3	2,03	4,17	8,64	13,13	18,68	33,91	34,39
	M4	2,23	4,51	9,23	14,00	19,86	35,75	36,21
	M5	1,53	3,26	6,54	10,06	14,45	25,70	26,03
	M6	0,79	2,34	5,33	8,48	12,34	24,14	24,60
	M9	1,51	3,22	6,49	9,99	14,33	25,58	25,92

Tabelul 5.27. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OS

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0453	0,0892	0,2041	0,3138	0,4571	0,9181	0,9234
	M3	0,1161	0,3459	0,6357	1,1743	1,8947	3,7614	3,8124
	M4	0,7628	1,2910	2,5442	3,7252	5,1705	9,0174	9,1632
	M5	0,5015	0,8923	1,7715	2,6411	3,7274	6,5585	6,6424
	M6	0,2725	0,4600	0,8305	1,2989	1,9013	3,2262	3,2581
	M9	0,3687	0,7382	1,4209	2,2060	3,1886	5,4396	5,4965

Tabelul 5.28. Deformatele pentru varianta structurală OS

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	1,84	3,64	7,37	11,18	15,93	20,02	20,29
	M3	1,83	3,63	7,36	11,17	15,91	28,60	28,99
	M4	2,01	3,89	7,79	11,76	16,70	29,71	30,09
	M5	1,45	2,93	5,77	8,82	12,65	22,24	22,50
	M6	1,44	2,91	5,75	8,80	12,61	22,26	22,54
	M9	0,86	2,12	4,60	7,20	10,43	19,91	20,26

Tabelul 5.29. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OCU

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0863	0,1511	0,3193	0,4843	0,6982	1,3481	1,3594
	M3	0,3083	0,5009	0,7282	1,2048	1,8643	3,6907	3,6856
	M4	1,1028	1,7723	3,4444	4,9488	6,7843	11,5503	11,6894
	M5	0,5425	0,9847	1,9552	2,9260	4,1566	7,3020	7,3790
	M6	0,4019	0,5811	1,0320	1,5884	2,2522	3,9176	3,9756
	M9	0,4996	0,9863	1,8491	2,8636	4,1143	6,7854	6,8456

Tabelul 5.30. Deformatele pentru varianta structurală OCU

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformată [mm]	M1	3,05	5,68	11,36	17,06	24,19	30,14	30,51
	M3	3,05	5,68	11,35	17,05	24,19	43,08	43,62
	M4	3,29	6,08	12,06	18,10	25,62	45,33	45,84
	M5	2,30	4,41	8,58	13,04	18,67	32,61	32,98
	M6	1,56	3,51	7,47	11,60	16,78	31,74	32,26
	M9	2,28	4,38	8,54	12,97	18,55	32,50	32,87

Tabelul 5.31. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală OSU

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0692	0,1284	0,2811	0,4274	0,6201	1,2120	1,2184
	M3	0,1702	0,4509	0,8057	1,4560	2,3334	4,5425	4,5984
	M4	0,9948	1,6262	3,1538	4,5911	6,3669	10,9722	11,1360
	M5	0,6671	1,1402	2,2201	3,2877	4,6332	8,0428	8,1361
	M6	0,3712	0,5920	1,0519	1,6293	2,3780	4,0005	4,0368
	M9	0,5283	0,9788	1,8386	2,8195	4,0605	6,8162	6,8778

Tabelul 5.32. Deformatele pentru varianta structurală OSU

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformată [mm]	M1	2,69	4,90	9,63	14,45	20,52	25,35	25,65
	M3	2,68	4,89	9,62	14,43	20,51	36,22	36,67
	M4	2,89	5,20	10,12	15,14	21,44	37,54	37,97
	M5	2,12	3,93	7,54	11,39	16,30	28,18	28,49
	M6	1,48	3,05	6,29	9,66	13,92	25,85	26,26
	M9	2,11	3,91	7,53	11,38	16,27	28,23	28,54

Tabelul 5.33. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală C

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0911	0,1479	0,3024	0,4552	0,6536	1,2429	1,2525
	M3	0,3845	0,6403	0,9532	1,5303	2,3026	4,4076	4,3788
	M4	1,5194	2,3928	4,6720	6,6664	9,1036	15,3664	15,5307
	M5	0,7240	1,2838	2,5314	3,7692	5,3477	9,3222	9,4136
	M6	0,5280	0,7018	1,2339	1,9086	2,6888	4,7312	4,8123
	M9	0,7023	1,3408	2,4864	3,8340	5,4929	8,9107	8,9842

Tabelul 5.34. Deformatele pentru varianta structurală C

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	4,44	7,87	15,46	23,03	32,58	40,12	40,58
	M3	4,43	7,86	15,45	23,02	32,57	57,34	58,01
	M4	4,69	8,32	16,24	24,22	34,24	59,99	60,61
	M5	3,26	5,98	11,45	17,27	24,67	42,64	43,08
	M6	2,35	4,84	10,00	15,39	22,18	41,34	41,97
	M9	3,26	5,97	11,42	17,22	24,57	42,55	43,00

Tabelul 5.35. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală S

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,1022	0,1790	0,3818	0,5740	0,8298	1,5905	1,5960
	M3	0,2972	0,6783	1,1612	1,9824	3,0810	5,8141	5,8648
	M4	1,3637	2,1662	4,1659	6,0040	8,2774	14,0609	14,2363
	M5	0,7946	1,3557	2,5974	3,8435	5,4206	9,3033	9,3984
	M6	0,5475	0,8166	1,4066	2,1485	3,1024	5,2147	5,2692
	M9	0,7323	1,3323	2,4784	3,7945	5,4631	9,0638	9,1401

Tabelul 5.36. Deformatele pentru varianta structurală S

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	2,92	5,22	9,92	14,93	21,31	25,70	25,96
	M3	2,25	4,37	8,84	13,49	19,40	35,66	36,18
	M4	3,72	6,57	12,82	19,14	27,17	47,75	48,30
	M5	2,93	5,25	9,96	14,98	21,40	36,73	37,10
	M6	2,81	5,05	9,60	14,46	20,66	35,62	35,99
	M9	3,75	6,59	12,82	19,13	27,14	47,58	48,12

Tabelul 5.37. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală H1

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0747	0,1449	0,3241	0,4943	0,7192	1,4088	1,4135
	M3	0,1862	0,4982	0,8938	1,5585	2,4463	4,7027	4,7564
	M4	1,0134	1,6791	3,2888	4,7919	6,6416	11,4686	11,6287
	M5	0,5417	0,9831	1,9209	2,8807	4,0912	7,1544	7,2378
	M6	0,4007	0,6266	1,0940	1,6721	2,4272	4,0978	4,1400
	M9	0,5618	1,0601	2,0144	3,1011	4,4794	7,5667	7,6391

Tabelul 5.38. Deformatele pentru varianta structurală H1

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	2,92	5,22	9,92	14,93	21,31	25,70	25,96
	M3	2,25	4,37	8,84	13,49	19,40	35,66	36,18
	M4	2,93	5,25	9,96	14,98	21,40	36,73	37,10
	M5	3,72	6,57	12,82	19,14	27,17	47,75	48,30
	M6	2,81	5,05	9,60	14,46	20,66	35,62	35,99
	M9	3,75	6,59	12,82	19,13	27,14	47,58	48,12

Tabelul 5.39. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală H2

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0320	0,0667	0,1584	0,2472	0,3630	0,7460	0,7521
	M3	0,0937	0,3157	0,6073	1,0996	1,74920	3,4472	3,4970
	M4	0,6718	1,1482	2,2824	3,3460	4,641	8,1290	8,2671
	M5	0,4575	0,8116	1,6175	2,4084	3,3908	5,9768	6,0575
	M6	0,2360	0,4153	0,7535	1,1858	1,7493	2,9472	2,9728
	M9	0,3332	0,6827	1,3318	2,0718	2,9946	5,1344	5,1901

Tabelul 5.40. Deformatele pentru varianta structurală H2

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	1,55	3,15	6,42	9,77	13,94	17,60	17,85
	M3	1,54	3,14	6,41	9,76	13,92	25,14	25,49
	M4	1,70	3,37	6,78	10,28	14,61	26,10	26,44
	M5	1,24	2,56	5,08	7,80	11,20	19,75	20,00
	M6	0,68	1,78	3,93	6,19	8,97	17,25	17,57
	M9	1,23	2,54	5,07	7,77	11,16	19,77	20,02

Tabelul 5.41. Tensiunile Von Mises pentru varianta structurală H3

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Tensiune Von Mises [MPa]	M1	0,0507	0,0987	0,2201	0,3367	0,4904	0,9686	0,9746
	M3	0,1598	0,4229	0,7835	1,3680	2,1433	4,1350	4,1882
	M4	0,8326	1,3807	2,7087	3,9456	5,4632	9,4587	9,6048
	M5	0,6172	1,0521	2,0539	3,0309	4,2473	7,3633	7,4546
	M6	0,3132	0,5260	0,9399	1,4730	2,1691	3,6317	3,6608
	M9	0,4239	0,8304	1,5863	2,4490	3,5296	5,9544	6,0118

Tabelul 5.42. Deformatele pentru varianta structurală H3

Poziția		Viteza de deplasare [m/s]						
		4	5	6	7	8	9	10
Creastă de val Deformata [mm]	M1	2,00	3,80	7,58	11,45	16,29	26,83164	27,16
	M3	1,99	3,79	7,57	11,43	16,27	29,00	29,38
	M4	2,17	4,06	8,01	12,04	17,06	30,11	30,48
	M5	1,58	3,06	5,95	9,06	12,98	22,62	22,87
	M6	1,00	2,25	4,78	7,43	10,73	20,25	20,59
	M9	1,57	3,04	5,94	9,04	12,94	22,64	22,91

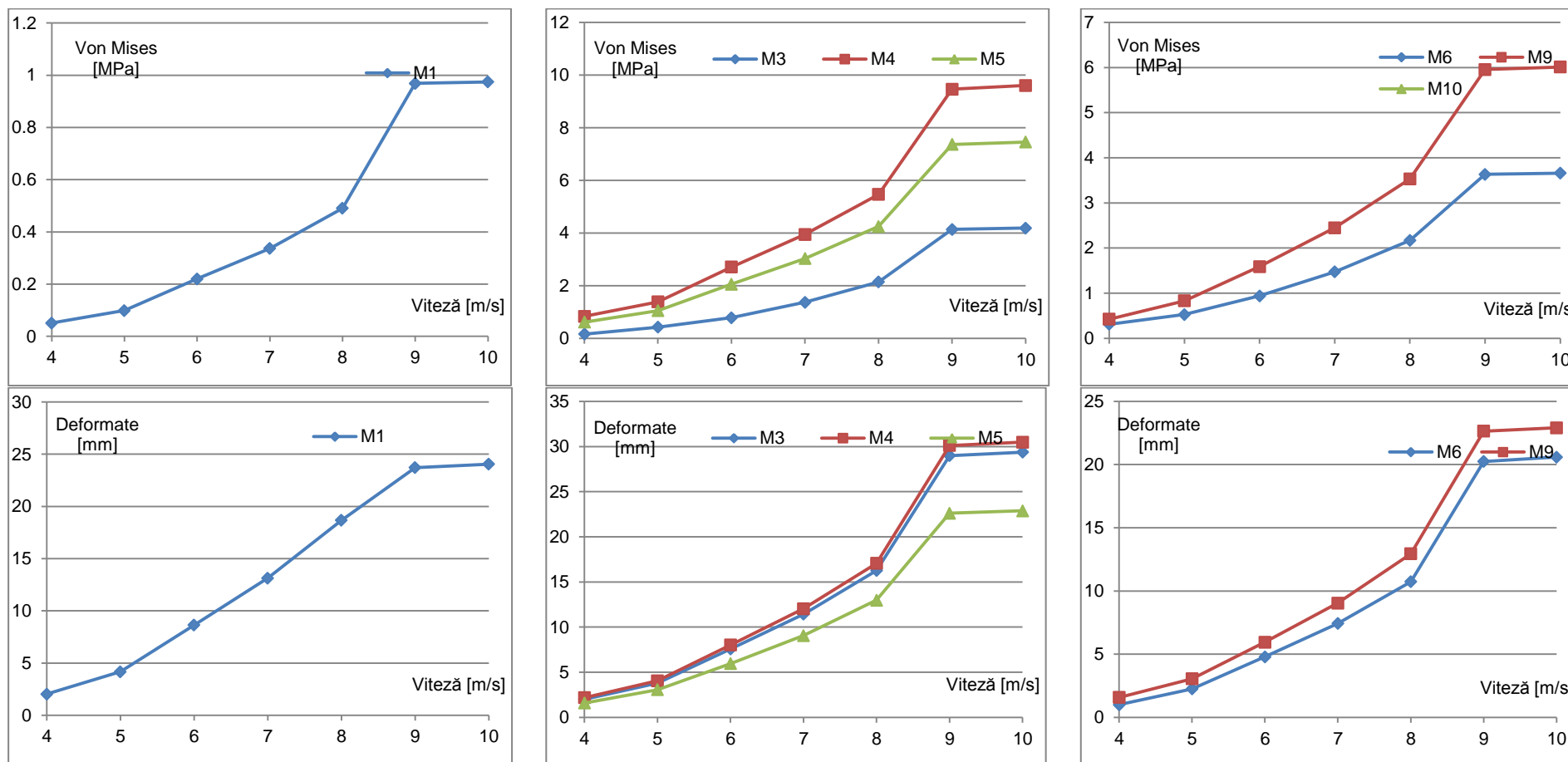


Figura 5.33. Prezentarea grafică a variațiilor tensiunilor Von Mises și a deformatelor pentru varianta structurală OC

În privința indicilor de cedare, prezentați ca valori maxime pe toate straturile în Tabelul 5.43, cu excepția variantei structurale C toți au înregistrat valori subunitare, cea mai mică valoare fiind înregistrată de varianta structurală OC. Indicele de cedare supraunitar arată că în cazul solicitării de impact pe creastă de val la viteza de 10 m/s unul dintre straturi cedează, rupțura producându-se pe etrava. În Figura 5.42 este prezentată carena ambarcațiunii cu zona etravei pe care s-au înregistrat valorile maxime ale indicelui de cedare.

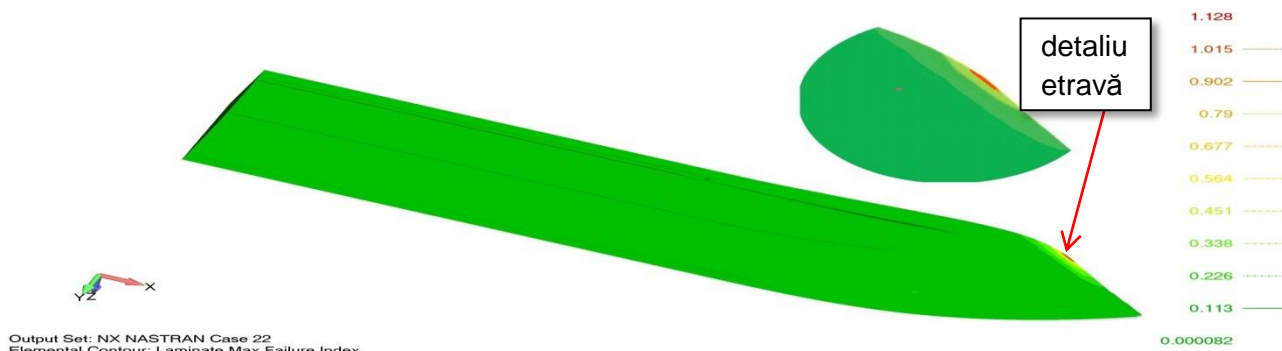


Figura 5.42. Indicele de cedare Hoffman prezintă valori supraunitare

Masele structurilor analizate sunt prezentate în Tabelul 5.44.

Tabelul 5.43. Valoarea maximă a indicilor de cedare

Versiune	Indice cedare Hoffman
Inițial	0.348
OC	0.202
OS	0.211
OCU	0.317
OSU	0.353
C	1.128
S	0.978
H1	0.388
H2	0.373
H3	0.436

Tabelul 5.44. Masa variantelor structurale analizate

Versiune	Masa [kg]
Inițial	337.02
OC	370.72
OS	350.40
OCU	308.96
OSU	293.50
C	283.90
S	260.98
H1	310.90
H2	366.15
H3	326.84

5.12 Evaluarea rezultatelor și concluzii

Chiar prezentate într-o variantă simplificată, evaluarea comparativă a deformatelor, a tensiunilor și a maselor celor 10 variante este dificil de efectuat. Pentru a putea evalua și ierarhiza structurile au fost stabiliți 4 indici adimensionali care să caracterizeze fiecare structură din punct de vedere al masei (I_m), al tensiunii maxime (I_t), al deformatelor maxime (I_d) și indicele de cedare Hoffman (F). Indicele de masă a fost calculat raportând masa fiecărei structuri alternative la masa structurii inițiale. Astfel, structurile mai ușoare obțin un indice subunitar, cele mai grele un indice supraunitar. În mod similar, indicele tensiunii maxime va raporta tensiunea maximă înregistrată în punctele măsurate pentru fiecare structură alternativă la tensiunea maximă a structurii inițiale. Toate valorile maxime ale tensiunilor au fost înregistrate pe poziția mărcii M4. Indicele deformatelor maxime va compara în mod similar indicelui tensiunii maxime valorile deformatelor înregistrate în punctele de măsură, și le va raporta la deformată maximă a structurii inițiale.

Fiecare structură va fi caracterizată în final de un indice global, caracteristic al laminatului care va avea formularea

$$CL = \sqrt{I_m^2 + I_t^2 + I_d^2 + F^2} \quad (5.3)$$

Scopul calculului indicilor specifici pentru fiecare caracteristică și ai indicelui global al structurilor este acela de a stabili o ierarhizare, în ordine crescătoare a indicelui global *CL*. Astfel, fiecare din indicii specifici subunitari ai fiecărei categorii creează un avantaj al structurii analizate, iar cei supraunitari un dezavantaj. Valorile indicilor calculați conform principiului enunțat anterior, ordonați crescător sunt prezentați în Tabelul 5.45. Varianta structurală C a fost inclusă în evaluare, deși are un indice de cedare care o descalifică.

Tabelul 5.45 Ierarhizarea structurilor studiate conform indicelui *CL*

Poziție	Varianta	Masa [kg]	I_m	Max VM [MPa]	I_t	Max D [mm]	I_d	F	CL
1	H2	366,15	1,086	8,2671	0,703	26,44	0,552	0,373	1,455
2	OS	350,40	1,040	9,1632	0,779	30,09	0,628	0,211	1,458
3	OSU	293,50	0,871	11,1364	0,947	37,97	0,792	0,353	1,551
4	H3	326,84	0,970	9,6048	0,816	40,74	0,850	0,436	1,587
5	OC	370,72	1,100	9,8183	0,835	36,21	0,756	0,202	1,587
6	OCU	308,96	0,917	11,6896	0,994	45,84	0,957	0,317	1,686
7	H1	310,90	0,923	11,6287	0,988	48,30	1,008	0,388	1,731
8	Original	337,016	1	11,7641	1	47,92	1	0,348	1,767
9	S	260,98	0,774	14,2363	1,210	48,30	1,008	0,978	2,009
10	C	283,90	0,842	15,5307	1,320	60,61	1,265	1,128	2,308

Urmărind rezultatele putem constata că variațiile indicelui *CL* pentru structurile propuse față de versiunea inițială variază în limita a aproximativ 23%. Analizând structurile în ordinea crescătoare a indicelui global putem observa că:

- structura Coremat (C) a înregistrat cel mai mare indice caracteristic al laminatului, având însă a doua cea mai ușoară masă dintre toate structurile propuse. Cu modificări minime, varianta aceasta ar putea fi luată în considerare ca potențială structură alternativă îmbunătățită față de varianta originală;

- structura Spumă (S) are cea mai mică masă dintre toate variantele analizate, însă ceilalți indici sunt mai mari decât ai structurii inițiale. Indicele de cedare prezintă și el valori apropiate de pragul limită, ceea ce atrage atenția că și această variantă structurală necesită îmbunătățiri;

- Prima propunere hibridă, H1 prezintă îmbunătățiri minore în ceea ce privește masa și tensiunile înregistrate, însă este mai elastică și astfel se clasează pe poziția a 7-a;

- Varianta Original + Coremat Ușurat (OCU) este prima variantă care prezintă indici specifici subunitari pentru categoriile de îmbunătățiri urmărite, fără a fi însă valori semnificativ reduse;

- structurile Hibrid 3 și Original + Coremat (OC) au același indice global *CL* calculat, însă dintre cele două, varianta OC are o masă mai mare decât structura inițială, iar versiunea H3 aduce îmbunătățiri în ceea ce privește toți indicatorii individuali;

- propunerea Original + Spumă Ușurat este cea mai bine clasată versiune alternativă care înregistrează o masă mai mică decât propunerea inițială, având reducere de 12,9 %;

- propunerea Original + Spumă (OS) aduce îmbunătățiri substanțiale în ceea ce privește tensiunile și deformatiile înregistrate și prezintă cel mai mic indice de cedare. Singurul dezavantaj pe care îl prezintă este faptul că structura este mai grea cu 4%;

- cea mai bine clasată versiune dintre toate cele propuse este propunerea Hibrid 2 (H2), care înregistrează cele mai mici deformati (cu 44,8%) și cele mai mici tensiuni (cu 29,7%) față de varianta inițială, având singurul dezavantaj notabil al unei mase mai mari (cu 8,6%).

Se poate spune în urma acestei analize că structurile din PAFS folosite la ambarcațiuni de agrement pot fi îmbunătățite prin variante alternative cu structuri sandwich iar aceste îmbunătățiri pot fi evaluate în etapele de proiectare într-o manieră sistematică folosind instrumente numerice adecvate. Flexibilitatea posibilităților de combinare a materialelor compozite și permanenta inovare în domeniul materiilor prime folosite permite proiectanților alegerea unor noi combinații de fiecare dată când se dorește elaborarea unui nou produs sau îmbunătățirea unui produs existent.

Capitolul VI Concluzii generale, contribuții personale și direcții de cercetare ulterioară

6.1 Concluzii generale

De la introducerea lor în utilizare, materialele compozite stratificate moderne au acaparat din ce în ce mai multe domenii în care materialele clasice erau folosite pe larg, devenind astfel o categorie de materiale imposibil de evitat în domeniile aerospațiale, ale construcțiilor de autovehicule, construcțiilor civile și navale. Substituția este impusă de evoluția spre un produs modern, în care durata de exploatare și siguranța cresc, nevoia de întreținere periodică se reduce și economia resurselor în timpul producției și în exploatare este sensibil mărită. Diversitatea materialelor componente care pot fi combinate pentru a crea un compozit și a tehnologiilor de punere în operă sunt provocarea pe care un inginer proiectant contemporan trebuie să o accepte pentru a concepe structuri moderne.

În căutarea continuă de a ușura structurile și de a economisi energie materialele compozite avansate joacă un rol foarte important. Fără o bună cunoaștere a comportării acestui material însă, utilizarea lui prezintă riscuri și linia fină dintre un produs optimizat remarcabil și unul care cedează catastrofal este ușor de trecut. Optimizarea unei structuri depinde de direcția de optimizare urmărită și este variabilă în timp, fiind o funcție a tehnologiilor disponibile la un moment dat. Modernizarea produselor obținute din materiale compozite este o activitate continuă, evolutivă. Specializarea continuă este un factor cheie pentru performanțele produselor; varietatea crescândă de expoziții, conferințe și sesiuni de comunicări științifice ale acestui domeniu oferă o mare posibilitate de cunoaștere și schimb de informații cu alți cercetători.

Așa cum materialele compozite au devenit inevitabile în construcțiile moderne, analiza prin metode numerice moderne devine o cerință obligatorie în studierea comportamentului solicitărilor de orice natură care se pot aplica acelei structuri. Dezvoltarea rapidă a puterii de calcul facilitează această metodă de verificare și gradul de precizie al simulărilor este foarte apropiat de fenomenul real.

Plecând de la aceste considerente de actualitate, pe parcursul acestei lucrări a fost urmărit comportamentul unei ambarcațiuni de agrement construită din PAFS care se deplasează în regim de glisare, abordând două direcții de cercetare:

- experimental la scara naturală, prin înregistrarea stării de tensiuni în 10 puncte de măsură cu ajutorul unei rețele de mărci tensometrice electrorezistive, a accelerațiilor verticale în două puncte și unghiurilor de înclinare în jurul a două axe, pe parcursul a 8 viteze de deplasare a ambarcațiunii, atât în regim stabilizat cât și pe valuri;

- numeric, prin reproducerea fenomenului curgerii cu suprafață liberă în jurul carenei în regim de tranziție și glisare, extragerea distribuției de presiuni și folosirea acesteia ca încărcare în analiza prin FEM a modelului numeric structural al ambarcațiunii.

Modelele matematice existente folosite pe parcursul acestei teze și prezentate în Capitolul 2 (*Modele teoretice utilizate în analiza CFD și prin FEM*) prezintă o acuratețe suficientă pentru a reproduce fenomenele fizice implicate în studiul care face obiectul acestei lucrări.

Din punct de vedere experimental a fost urmărită înregistrarea unor parametri (detaliați în Tabelul 3.1 din Capitolul III), pe parcursul deplasării ambarcațiunii în condiții reale de funcționare (Dunăre între km 155,1 și km 158).

Înregistrările traductoarelor tensometrice au fost obiectivele principale urmărite pe parcursul încercărilor experimentale, accelerometrele și înclinometrele fiind folosite în principal la filtrarea ulterioară a înregistrărilor mărcilor tensometrice și la validarea calculului analitic al unghiului asietei și al accelerațiilor de impact cu fluidul înconjurător. Filtrarea înregistrărilor mărcilor tensometrice a fost desfășurată în 2 etape. Prima etapă, pe bază instrumentală, a constat în eliminarea înregistrărilor în care accelerațiile din centrul de greutate sunt în afara domeniului $\pm 1/50$ g, respectiv $\pm 0,02$ m/s² și a valorilor în care unghiul de înclinare transversală a avut valori mai mari de ± 1 grad. Cea de-a doua etapă a filtrat prin intermediul unei transformate Fourier valorile rezultate din prima etapă de filtrare, pentru a obține valorile semnalului continuu, respectiv ale amplitudinilor tensiunilor normale. Au fost astfel determinate experimental valorile tensiunilor normale în punctele de amplasare a mărcilor tensometrice, pentru fiecare viteză de deplasare considerată, prezentate numeric în Tabelul 3.8 din Capitolul III și grafic în Figurile 3.23-3.25 din același capitol.

S-a constatat în urma prelucrării datelor, că traductoarele tensometrice care au avut pereche dispusă în oglindă față de planul diametral au variat în paralel, cu mici diferențe datorate imperfecțiunilor și asimetriilor de construcție. De asemenea, s-a putut stabili o corelare a înregistrărilor traductoarelor tensometrice și a înclinometrelor față de fenomenele fizice întâlnite în timpul deplasării ambarcațiunii în regim de tranziție și de glisare. Au fost în același timp prelevate și date experimentale la impactul cu val, pentru a fi comparate cu normele de registru aplicabile.

Studiul numeric a fost început prin simulările hidrodinamice numerice (CFD) în Capitolul IV, folosind programul de analiză CFD *Numeca FineMarine* în care a fost introdusă geometria carenei reale, modelată prin scanare tridimensională. Astfel, forma corpului studiat a fost identică cu forma reală a carenei, ceea ce a adus un grad suplimentar de acuratețe în privința rezultatelor simulării numerice. Au fost rulate cazuri folosind aceleași condiții în care au fost desfășurate înregistrările experimentale, cu aceeași masă ambarcată la bord și în aceleași condiții de viteză, cuprinse între 4 și 12 m/s. Scopul principal al studiului CFD a fost acela de a obține distribuția de presiuni pe învelișul ambarcațiunii pentru a folosi aceste valori la crearea cazurilor de încărcare din simularea prin FEM. Pentru a facilita introducerea presiunilor în programul de analiză structurală a fost divizată sprafața udată a carenei pe lungime, în fâșii de 100 mm lățime, iar presiunea măsurată pe fiecare dintre acestea a fost exprimată printr-o interpolare polinomială de gradul 6 a presiunii în funcție de coordonata longitudinală a punctului în care a fost calculată. Un alt rezultat al simulărilor CFD a fost unghiul de asietă al ambarcațiunii la diverse viteze, validat prin comparația cu înregistrările experimentale din capitolul anterior și având o bună corelare cu acesta.

Analiza prin FEM din a structurii (Capitolul V) a fost a doua etapă de studiu numeric. În aceasta au fost preluate încărcările rezultate din CFD și aplicate pe modelul structural al ambarcațiunii folosind programul de analiză structurală *Femap*. Modelul structural a reprodus elementele geometrice ale învelișului, precum și ale suprasturii și osaturii. Pentru stabilirea dimensiunilor elementelor de osatură și înveliș ale structurii ambarcațiunii au fost folosite regulile specifice pentru ambarcațiuni cu lungimea de maxim 12 m ale Registrului naval Germanischer Lloyds, în mod identic cu soluția folosită de producătorul ambarcațiunii. Deoarece caracteristicile mecanice obținute pentru materiale compozite diferă foarte mult în funcție de modul de lucru, a fost laminată o secțiune din zona centrală a ambarcațiunii, din care au fost extrase epruvete pentru determinarea în laboratorul de încercări a caracteristicilor mecanice, prezentate în Tabelul 5.1 al Capitolului V. Au fost efectuate simulări numerice structurale considerând cazul în care modelul este izotrop format din elemente de tip placă și formulare teoretică Mindlin, cât și ortotrop 2D cu lamine descrise individual prin stratificația folosită pe fiecare zonă a ambarcațiunii. Rezultatele rulărilor sunt prezentate în Tabelul 5.7 și 5.8, acestea

arată o bună corelare cu valorile experimentale pentru modelul ortotrop, măsurând variații cuprinse între 0,5 și 17,66%, față de modelul izotrop care prezintă variații între 12,21 și 23,98 %. Modelele structurale ortotrope reproduc mai bine fenomenele mecanice din natură, iar modelul izotrop prezintă valori mai mari, această versiune fiind mai simplu de modelat numeric decât cea ortotropa iar valorile rezultate sunt acoperitoare, dar neeconomice. Se poate concluziona așadar că metoda numerică interdisciplinară propusă este validată experimental și poate fi o bună sursă de analiză a structurii unei ambarcațiuni din materiale compozite. .

În continuare în cuprinsul Capitolului V au fost analizate situațiile de exploatare la limită ale ambarcațiunii, în sensul analizării comportării la impactul cu val, în ambele cazuri specifice pentru industria navală, respectiv de impact cu creastă de val și impact pe gol de val. Încercările au fost calculate pe baza regulilor Registrului de clasificare Germanischer Lloyds, specifice ambarcațiunilor ușoare rapide și au fost de asemeni transformate în funcții de interpolare a presiunii față de coordonata de aplicare. Rezultatele simulărilor au arătat că aceste situații extreme conduc la tensiuni și deformati mai mari ale corpului ambarcațiunii, în special situația de impact pe creastă de val.

Pentru a verifica dacă structura nu se deteriorează în situațiile extreme studiate, a fost calculat cu ajutorul programului de analiză structurală indicele de cedare folosind criteriul Hoffman, acesta înregistrând o valoare maximă de 0,348. Deoarece integritatea structurii este asigurată până la un indice de cedare $F < 1$, se constată că structura inițială a ambarcațiunii nu prezintă nici un risc în exploatare, chiar și la condiții extreme de utilizare.

În încercarea de a îmbunătăți structura inițială a ambarcațiunii prin reducerea masei, a tensiunilor și a deformatelor, au fost propuse 9 variante structurale alternative de tip sandwich. Folosind 2 tipuri de materiale de miez diferite atât ca grosime cât și ca natură (voal neșesut poliesteric și spumă poliuretanică) cele 9 variante au fost împărțite în 4 categorii, astfel:

- categoria 1: în varianta de structură inițială a fost inserat un strat de miez, obținând variantele ORIGINAL + COREMAT (OC) și ORIGINAL + SPUMĂ (OS) cu scopul de a reduce tensiunile și deformatele față de modelul inițial, fără a modifica tipul și ordinea straturilor inițiale de material. Masa structurii, evident, era de așteptat să crească prin adaugarea straturilor de miez.

- categoria a 2-a, a urmărit ca soluțiile de stratificație propuse în setul anterior să coboare sub masa inițială a structurii prin variantele ORIGINAL + COREMAT UȘURAT (OCU) și ORIGINAL + SPUMĂ UȘURAT (OSU).

- categoria a 3-a a folosit alternativ una dintre variantele de material de miez și a încercat reducerea la minim a masei structurii. Variantele au fost intitulate COREMAT (C) și SPUMĂ (S). În situația unei structuri extrem de simplificate era de așteptat ca valorile tensiunilor și ale deformatelor să fie majorate față de structura inițială;

- categoria a 4-a, a folosit variante hibrid, (structuri în care sunt folosite tipuri diferite de materiale de miez). Structurile au fost intitulate HIBRID 1 (H1), HIBRID 2 (H2) și HIBRID 3 (H3). În aceste variante de structuri a fost urmărită în special reducerea deformatelor și a tensiunilor și pe cât posibil obținerea unei mase mai mici.

Pentru a reduce volumul datelor analizate și a facilita comparația celor 9 structuri alternative cu structura inițială au fost stabiliți 4 indici specifici, din care au fost extrase adimensionalizate informații referitoare la tensiunile maxime, deformatele maxime, masa structurii și indicele de cedare Hoffman, folosit și ca validare a integrității structurilor studiate. Mediarea geometrică a tuturor acestor indici a condus la calcularea unui indice global al structurii, intitulat caracteristica laminatului și notat CL. Valorile calculate pentru acești indici și ierarhizarea structurilor alternative au fost prezentați în Tabelul 5.44. Un aspect interesant a putut fi observat prin faptul că indicele de cedare al structurii C a înregistrat valori supraunitare, semnificând deteriorarea acelei variante de laminat, și astfel descalificând-o dintre laminatele

alternative viabile pentru această ambarcațiune. Variațiile indicelui CL pentru structurile propuse față de versiunea inițială variază în limita a aproximativ 23%, un indice al laminatului mai mic semnificând o structură îmbunătățită.

Nici una dintre soluțiile propuse nu a întrunit minimul tuturor indicilor studiați. Acest aspect sugerează că îmbunătățirea unei structuri poate urmări cel mult două dintre cele trei obiective propuse, în detrimentul celui de-al treilea. Soluțiile propuse pot fi integrate într-un triunghi al direcțiilor de îmbunătățire, în care apropierea de unul dintre colturi îndepărtează soluția de celelalte 2 scopuri, conform Figurii 6.1.

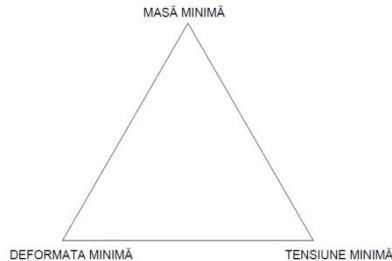


Figura 6.1. Direcțiile de îmbunătățire urmărite nu pot fi atinse simultan

Analizate individual, prin prisma criteriilor stabilite anterior, se poate observa că:

- propunerea *Coremat* (C) a avut cel mai mare indice caracteristic al laminatului (2,308), având însă a doua cea mai ușoară masă dintre toate structurile propuse, 283,9 kg, cu 15,8% redusă față de masa structurii inițiale. Deoarece indicele de cedare Hoffman a înregistrat valori supraunitare (1,128) această structură ar avea nevoie de modificări ale stratificației pentru a putea fi luată în considerare ca structură alternativă îmbunătățită față de varianta originală;

- propunerea *Spumă* (S) are cea mai mică masă dintre toate variantele analizate, respectiv 260,98 kg, înregistrând o reducere cu 22,6 % față de masa variantei inițiale, însă ceilalți indici sunt mai mari decât ai structurii inițiale, iar indicele de cedare este aproape de valoarea de siguranță unitară, fiind calculat la 0,978. Această variantă ar putea necesita ranforsări pentru a fi utilizată în siguranță.

- Propunerea hibridă H1 prezintă îmbunătățiri în ceea ce privește masa (7,7 % reducere) și tensiunile înregistrate, însă este mai elastică și astfel se clasează imediat deasupra variantei originale;

- Varianta *Original + Coremat Ușurat* (OCU) este prima variantă care prezintă indici specifici subunitari pentru toate categoriile de îmbunătățiri urmărite, fără a fi însă valori semnificativ reduse.

- structurile *Hibrid 3* și *Original + Coremat* (OC) au același indice global CL calculat (1,587), însă dintre cele două, varianta OC are o masă mai mare decât structura inițială, pe când propunerea H3 prezintă reduceri pentru toți indicatorii individuali;

- propunerea *Original + Spumă Ușurat* (OSU) este versiunea cu cel mai mic indice global CL dintre toate alternativele care înregistrează indicatori specifici mai mici decât propunerea inițială, având în același timp o reducere a masei de 12,9 %;

- propunerea *Original + Spumă* (OS) se poate considera ca fiind cea mai sigură deoarece prezintă cel mai mic indice de cedare (0,211). Pe lângă aceasta, ea prezintă îmbunătățiri și în ceea ce privește rigiditatea și tensiunile calculate, având însă o masă mai mare cu 4%;

- propunerea cu indicele global cel mai mic este versiunea *Hibrid 2* (H2), având deformată minimă (cu 44,8% reduse față de structura inițială) și cele mai mici tensiuni (cu 29,7% reduse față de structura inițială). Masa acestei structuri este însă cu 8,6% mai mare decât a structurii inițiale.

Materialele compozite permit îmbunătățirea oricărei structuri pe considerente specifice, iar metodele numerice curente permit obținerea unor rezultate apropiate de valorile măsurate experimental, devenind astfel un instrument indispensabil de proiectare. Atât studiile numerice CFD cât și cele structurale prezintă un grad de incertitudine când formele și/sau materialele analizate sunt revoluționare, iar abordarea proiectării în aceste cazuri trebuie făcută cu precauție și de fiecare dată când acest lucru este posibil, validată experimental.

6.2 Contribuții personale

Pe parcursul cercetării efectuate în cadrul acestei teze, între principalele contribuții personale aduse de autor se pot enumera:

- instrumentarea unei ambarcațiuni de agrement cu mijloace de înregistrare a tensiunilor, accelerațiilor și variațiilor unghiurilor de înclinare și desfășurarea unui experiment în condiții reale de exploatare, pentru prelevarea de date utile în validările ulterioare ale metodelor numerice;
- scanarea tridimensională a unui corp de ambarcațiune și efectuarea simulărilor numerice CFD cu modelul 3D astfel obținut;
- efectuarea de simulări CFD în regim de tranziție și glisare în scopul determinării distribuției de presiuni și a unghiului de asietă la diverse viteze de deplasare ale ambarcațiunii;
- stabilirea unei metodologii de importare a presiunilor calculate pe învelișul ambarcațiunii din programe de analiză CFD în programe de analiză prin FEM, metodologie nespecifică unei anumite soluții software;
- analiza globală a stării de tensiuni și deformații a unui corp de ambarcațiune din PAFS utilizând încărcările hidrodinamice determinate anterior;
- studiul global prin FEM a rezistenței corpului ambarcațiunii considerând materialul izotrop folosind caracteristicile de material reale obținute prin încercări de laborator pe epruvete extrase dintr-o secțiune de ambarcațiune identică cu cea studiată;
- studiul global prin FEM a rezistenței corpului ambarcațiunii considerând materialul ortotrop și format din stratificate 2D având caracteristici individuale diferite, calculate analitic și validate prin încercări de laborator pe material;
- validarea metodologiei de analiză numerică interdisciplinară (CFD + FEM) cu rezultatele experimentale pentru stările de tensiuni și pentru unghiurile de asietă pe toată gama de viteze studiate în cadrul cercetării întreprinse;
- elaborarea și studierea comportamentului a 6 variante alternative de structuri în formate sandwich clasice și 3 variante sandwich hibride propuse pentru îmbunătățirea caracteristicilor de masă, tensiuni și deformații față de versiunea inițială a ambarcațiunii.

6.3 Perspective de cercetare ulterioară

Având în vedere ampla utilizare a materialelor compozite în domeniul construcțiilor de ambarcațiuni sportive autorul își propune să abordeze o serie de perspective ulterioare de cercetare.

Pentru a studia urmările situațiilor de impact ale unei ambarcațiuni cu un corp dur este necesară analizarea comportamentului structurilor din PAFS la impact, atât pentru variante clasice cât și sandwich, studierea propagării rupturii și validarea experimentală a calculelor numerice.

O altă direcție de cercetare ar putea fi evaluarea stării de tensiuni și deformații a structurilor din PAFS obținute prin impregnare sub vacuum și compararea acestora cu soluțiile

clasice de structuri. De asemeni, această direcție de cercetare necesită o amplă parte experimentală pentru o validare.

În scopul dezvoltării aplicațiilor practice ale tensometriei electrorezistive, autorul prezentei teze intenționează elaborarea și implementarea unui sistem de monitorizare și înregistrare a șocurilor și deformațiilor pe corpul unei ambarcațiuni care să poată fi utilizat de constructori pentru verificarea prototipului unei serii noi de ambarcațiuni. Acest sistem trebuie să poată stoca informații referitoare la solicitările întâlnite de ambarcațiune în condiții reale de utilizare pe perioade extinse de timp. Aceste informații pot sta la baza evaluării proiectului și constituie o bună bază de date utilă în completarea regulilor Registrelor de clasificare aplicabile pentru ambarcațiuni de agrement.

Direcțiile de cercetare ulterioară propuse pot fi abordate, în timp, pe parcursul studiilor postdoctorale, în cadrul unor echipe mixte de cercetare interdisciplinară sau în cadrul unor proiecte de cercetare naționale sau internaționale.

Bibliografie:

- [1] U.S. Department of Defense Handbook: *Composite materials handbook, Volume 3: Polymer matrix composites - materials, design and analysis*. MIL-HDBK 17-3F, Volume 3 of 5, 2002, US Department of Defense;
- [2] Strong, A.B., *Fundamentals of composites manufacturing: materials, methods and applications*, second edition, 2007;
- [3] Mallick, P. K., *Fiber-Reinforced Composites - Materials, Manufacturing and Design*, 2007
- [4] Jones, R. M., *Mechanics of Composite Materials*, second edition, 1999;
- [5] Hubca, G., Iovu, H., Tomescu, M., Roșca, I.D., Novac, O.A., Ivănuș, Gh., *Materiale Compozite*, 1999;
- [6] Beznea, E.F., Chirică, I., *Structuri Compozite*, 2010;
- [7] Andrei, G., Dima, D., Bîrsan, I.G., Andrei, L., Cîrciumaru, A., *Effect of Ferrite Particles on Mechanical Behaviour of Glass Fibers Reinforced Polymer Composite*, Revista de Materiale plastice, Vol 46, nr 3, 2009, p 284 - 287;
- [8] Bria, V., Roman, I., Postolache, I., Ungureanu, V., Bîrsan, I-G., Cîrciumaru A., *Mechanical properties of filled epoxy based reinforced composites*, Proc. of the International Conference Newtech 2009, p 315-318, ISSN 1221- 4566;
- [9] I-G Birsan I-G., Cîrciumaru A., Bria, V., Roman, I., Ungureanu V., *Some Mechanical Properties of Reinforced Filled Epoxy Composites*, Annals of DAAAM & Proceedings, 2010
- [10] Bîrsan, I-G., Cîrciumaru, A., Bria, V., Roman, I., Ungureanu, V., *Mechanical Characterization of Fiber Fabrics*, ASME 10th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis, 2010, p. 671-674;
- [11] Tudose, V., Gheorghiu, H., Coterlici, R.F., Pastramă, S. D., Tudosege, D., *Studiu privind utilizarea unui compozit armat cu fibre de bumbac pentru obținerea căștilor de protecți*, Industria Textilă, Vol 67 nr. 2, p 135-140, 2016;
- [12]***, *Composite Material Study: Maturity of Technology Materials and Fabrication*, F.I.T. Structural Composites Laboratory technical report prepared for UNISYS Corporation and U.S. Navy, March 1988;
- [13]***, <http://foxtrotalpha.jalopnik.com/dear-us-navy-the-futuristic-x3k-is-the-littoral-combat-1644205558>;
- [14] Fisher K., *Inside Manufacturing: Pultrusion Plant Rolls out Marine Containers - High Performance Composites*, Ray Publishing Volume3 No 5 Sept/Oct 1995;
- [15]***, <http://compositesmanufacturingmagazine.com/2014/04/can-carbon-fiber-composites-future-material-shipping-containers>;
- [16]***, *Renewable Energy Policy Network for the 21st century : Renewables 2015 Global Status Report* (www.ren21.net), 2015;
- [17]***, <http://www.plastics.gi/construction/walk-the-composite-bridge/>;
- [18] McGhee, K. K., Barton, F. W., and McKeel, W. T., *Optimum design of composite bridge deck panels*. Advanced Composite Materials in Civil Engineering Structures, Proceedings., Specialty Conference., S. I. Iyer and R. Sen, eds., ASCE, New York, 360–370, 1991
- [19] Canadian Standards Association International (CSA). *Canadian Highway bridge design code*. CSA-S6-00, Toronto, 2000
- [20] Canadian Standards Association International (CSA). *Design and construction of building components with fibre reinforced polymers*, CSA-S8-06, Toronto, 2002.
- [21] British Standards Institute (BSI). *Structural use of concrete. Code of practice for design and construction*. BS 8110-1, London, 1997
- [22] Benmokrane, B., et al. *Use of fibre reinforced polymer reinforcement integrated with fibre optic sensors for concrete bridge deck slab construction.* Can. J. Civ. Eng., 27(5), pagina 928–940, 2000.
- [23] Temeles, A. B., Cousins, T. E., and Lesko, J. J., *Composite plate and tube bridge deck design: Evaluation in the Troutville, Virginia weigh station test bed*. Proceedings, 3rd Int. Conf. on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures, ACMBS-3, J. L. Humar and A. G. Razaqpur, editors., Canadian Society for Civil Engineering, Montreal, 801–808, 2000.
- [24] Mufti, A. A., Erki, M. A., and Jaeger, L. G., *Advanced composite materials with application to bridges*, Canadian Society for Civil Engineering, Montreal, May, 1991

- [25] Von-Karman, Th., *The impact on seaplane floats during landing*, National Advisory Committee for Aeronautics, 1929. NACATN321, page 2–8;
- [26] Wagner, H. *Landing of Seaplanes*, National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), 1932. Technical Memorandum no. 622;
- [27] Payne, P.R., *Design of High Speed Boats*, Volume 1: Planing, 1988. Fishergate Inc., Annapolis, Maryland, USA;
- [28] Korobkin, A.A., Pokhnachov, V.V., *Initial stage of water impact*. Annual review of fluid mechanics, 20(1), 1988, pages 159-185;
- [29] Savitsky, D., *Hydrodynamic Design of Planing Hulls*, Marine Technology, October, 1964;
- [30] Savitsky, D., DeLorme, M. F., Data, R., *Inclusion of whisker spray drag in performance prediction method for high speed planing hulls*, Marine Technology, Volume 44, Number 1, January 2007, pages 35-56;
- [31] Dobrovolskaya, Z.N., *On some problems of similarity flow of fluid with a free surface*, Journal of Fluid Mechanics, 36(4), 1969, pages 805-829;
- [32] Zhao, R., Faltinsen, O.M., *Water entry of two-dimensional bodies*, Journal of Fluid Mechanics, 246, 1993, pages 593-612;
- [33] Zhao, R., Faltinsen, O., Aarsnes, J., *Water entry of arbitrary two-dimensional sections with and without flow separation*, In Proceedings of the 21st symposium on naval hydrodynamics, 1996, pages 408-423, in Trondheim, Norway. National Academy Press, Washington, DC, USA;
- [34] Mei, X., Lui, Y., Yue D.K., *On the water impact of general two-dimensional sections*. Applied Ocean Research 21(1), 1999, pages 1-15;
- [35] Bisplinghoff, R.L., Doherty, C.S., *Some studies of the impact of vee wedges on a water surface*. Journal of the Franklin Institute, 253(6), 1952, pages 547-561;
- [36] Chuang, S.L., *Experiments on slamming of wedge-shaped bodies*. Journal of Ship Research, 11(3), 1967, pages 190-198;
- [37] Chuang, S.L., *Investigation of impact of rigid and elastic bodies with water*. (No. NSRDC-3248). David W Taylor naval ship research and development center Bethesda, Maryland, 1970;
- [38] Chuang, S.L., *Slamming tests of three-dimensional models in calm water and waves*. (No. DTNSRDC/SD-4095). David W Taylor naval ship research and development center Bethesda, Maryland structure Department, 1973;
- [39] Ochi, M.D., Bonilla-Norat, J., *Pressure-velocity relationship in impact of a ship model dropped onto the water surface and in slamming in waves*. (No. NSRDC-3153). Naval ship research and development center Washington DC, 1970;
- [40] Greenhow, M., Lin, W.M., *Nonlinear-free surface effects: experiments and theory* (No. 83-19). Massachusetts Institute Of The Cambridge Dept. of Ocean Engineering, 1983;
- [41] Lin, M. C., & Ho, T. Y., *Water-entry for a wedge in arbitrary water depth*. Engineering analysis with boundary elements, 14(2), 1994. pages 179-185;
- [42] Zhao, R., Faltinsen, O.M., Haslum, H., *A simplified non linear analysis of a high speed planing craft in calm water*, FAST'97, Sidney, Australia, 1997;
- [43] Ming C. L., Li D. S., *Flow visualization and pressure characteristics of a cylinder for water impact*, Applied Ocean Research, volume 19, Issue2, april 1997, pages 101-112;
- [44] Engle, A., & Lewis, R., *A comparison of hydrodynamic impacts prediction methods with two dimensional drop test data*. Marine structures, 16(2), 2003, pages 175-182;
- [45] Faltinsen, O.M., Chezhian, M., *A generalized Wagner method for three-dimensional slamming*, 19th International Workshop on Water Waves and Floating bodies, 2004, Cortona, Italy;
- [46] Wu, G. X., Sun, H., & He, Y. S., *Numerical simulation and experimental study of water entry of a wedge in free fall motion*, Journal of Fluids and Structures, 19(3), 2004, pages 277-289;
- [47] Yettou, E. M., Desrochers, A., & Champoux, Y., *Experimental study on the water impact of a symmetrical wedge*. Fluid Dynamics Research, 38(1), 2006, pages 47-66;
- [48] Sayeed, T. M., Peng, H., & Veitch, B., *Experimental investigation of slamming loads on*

- a wedge, In Proceedings of the International Conference on Marine Technology, MARTEC, Dhaka, 2010;
- [49] Peng, S., Sun, H., Pan, J., Xia, Z., & Wu, W., *Experimental Study and Numerical Simulation on Slamming of Trimaran*, In The Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference, 2010. International Society of Offshore and Polar Engineers;
- [50] Huera-Huarte, F. J., Jeon, D., & Gharib, M., *Experimental investigation of water slamming loads on panels*. Ocean Engineering, 38(11), 2011, pages 1347-1355;
- [51] Kwon, S. H., Yang, Y. J., & Lee, H. S., *Experimental and Numerical Study on Slamming Impact*. Journal of Ocean Engineering and Technology, 27(1), 2013, pages 1-8;
- [52] Garne, K., Rosén, A., *Time-domain simulations and full scale trials on planing craft in waves*, International Shipbuilding Progress, vol. 50, no. 3, 2003, pages 177-208;
- [53] Rosen, A., *Impact pressure distribution reconstruction from discrete points measurements*, International Shipbuilding Progress, Volume52, No. 1, 2005;
- [54] Rosen, A., Garne, K., Kuttenukeuler, J., *Full scale design evaluation of the Visby class corvette*, Ninth International Conference on Fast Sea Transportation FAST2007, Shanghai, China, September 2007;
- [55] Subramanian, V. A., Subramanyan, PAGES V. V., Sulficker, A. N., *Pressure and drag influences due to tunnels in high speed planing craft*, International Shipbuilding Progress Volume 54, 2007, pages 25-44.
- [56] Judge, C. Q., *Comparisons between prediction and experiment for lift force and heel moment for a planing hull*, Journal of Ship Production and Design, Volume29, 2013, SNAME publishings;
- [57] Santoro, N., Begovic, E., Bertorello, C., Bove, A., De Rosa, S., Franco, F., *Experimental Study of the Hydrodynamic Loads on High Speed Planing Craft*, International Symposium on Dynamic Response and Failure of Composite Materials, DRaF2014;
- [58] Razola, M., Rosen, A., Garne, K., *Allen and Jones Revisited*, Ocean Engineering Volume89, 2014, pages 119-133;
- [59] Allen R.G., JonesR.R., *Considerations on the Structural Design of High Performance Marine Vehicles*, SNAME New York Metropolitan Section, 1977;
- [60] Allen R.G., JonesR.R., *A simplified method for determining structural design limit pressures on high performance marine vehicles*. In Proceedings of the AIAA/SNAME Advanced Marine Vehicle Conference, April 1978;
- [61] Fu, T.C., Bruckner, K.A., Mousaviraad, S. M., Ikeda, C. M., Lee, E. J., O'Shea, T. T., Wang, Z., Stern, F., Judge, C. Q., *An Assesement of computational fluid dynamics predictionas of the hydrodynamics of high-speed planing craft in calm waters and waves*, Proceedings of the 30th Symposium on Naval Hydrodynamics, Hobart, Tasmania, Australia, 2014;
- [62] Judge, C. Q., Ikeda, C. M., *An experimental study of planing hull wave slam events*, Proceedings of the 30th Symposium on Naval Hydrodynamics, Hobart, Tasmania, Australia, 2014;
- [63] Volpi, S., Sadat-Hosseini, H., Diez, M., Kim, H. D., Stern, F., Thodal, R. S., Greenstedt, J. L., *Validation of High Fidelity CFD/FE FSI for Full-Scale High-Speed Planing Hull With Composite Bottom Panels Slamming*, VI International Conference on Computational Methods for Coupled Problems in Science and Engineering, 2015;
- [64] Volpi, S., Diez, M., Sadat-Hosseini, H., Kim, H.-D., Stern, F., Thodal, R. S., Greenstedt, J. L., *Full scale fluid structure interaction simulation and experimental validation of high speed planing hull slamming with composite panels*. Proceedings of the 31st Symposium on Naval Hydrodynamics, Monterey, California, 11-16 September 2016.
- [65] Mocanu, C. I., *Rezistența materialelor, ediția a II-a – Editura Fundației Universitare, Galați, 2005.*
- [66] Davies, J.M., *Design Criteria for Structural Sandwich Panels*. Journal of Structural Engineering 65A (12), pp. 435-441, 1987
- [67] Hassinen, P., *Compression Failure Modes of Thin Profiled Metal Sheet Faces of Sandwich Panels, Sandwich Construction 3-Proceedings of the Third International Conference, Southampton, pp. 205-214, 1995*
- [68] Davies, J.M. *Sandwich Panels. Thin-Walled Structures*, no 16, p.179-198. 1993

- [69] Davies, J.M., *Light Weight Sandwich Construction*, Blackwell Science, UK, 2001
- [70]***, International Council for Building Research, Studies and Documentation (CIB) *European Recommendations for Sandwich Panels Part 1: Design*, CIB Publication 147, 2000
- [71] Davies, J.M. and Hakmi, M.R., *Local Buckling of Profiled Sandwich Plates*. Proc. IABSE Symposium, Mixed Structures including New Materials, Brussels, September, pp. 533-538., 1993
- [72] Davies, J.M. and Hakmi, M.R. (1992). *Postbuckling Behaviour of Foam-Filled Thin Walled Steel Beams*. Journal of Construction Steel Research, 20, pp. 75-83, 1992
- [73] Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., (HKS) . *Abaqus User's Manual*, Pawtucket, RI, USA, 1998
- [74]***, *Abaqus user manual*, <http://abaqus.software.polimi.it/v6.14/index.html> , 2014
- [75] Davies, J.M., Hakmi, M.R. and Hassinen, P., *Face Buckling Stress in Sandwich Panels*. Proc. Nordic Steel Colloquium, pp. 99-110, 1991.
- [76]*** https://docs.plm.automation.siemens.com/data_services/resources/nxnastran/11/help/tdoc/en_US/pdf/User.pdf
- [77] Davies, J.M. and Heselius, L., *Design Recommendations for Sandwich Panels*, Journal of Building Research and Information, 21(3), pp. 157-161 1993.
- [78] Pokharel, N. and Mahendran, M., *Local Buckling Behaviour of Sandwich Panels*, Proc. Third International Conference on Thin-Walled Structures, Krakow, Poland, 5-7 June 2001, pp. 523 – 530. 2001
- [79] Bradshaw, P., *An introduction to turbulence and its measurement*, Oxford : Pergamon Press, [1971]
- [80]*** <https://turbmodels.larc.nasa.gov>
- [81] Buzdugan, Gh., *Rezistența materialelor*, Editura Tehnică București, 1986
- [82] Domnișoru, L., *Metoda elementului finit în construcții navale*, Editura Tehnică, București, 2001, ISBN: 9733120235
- [83] Hadăr, A., *Probleme locale la materiale compozite*, Universitatea "POLITEHNICA" București, 1997
- [84] Tripa, P., *Metode experimentale pentru determinarea deformațiilor și tensiunilor mecanice*, Editura MIRTON, Timișoara, 2010 ISBN 973-578-915-9
- [85] Pendleton, R. L., Tuttle, M. E., *Manual of Experimental Methods for Mechanical Testing of Composites*, SEM, 1989
- [86] Daniel, I. M., *Composite Materials*, Chapter 19 in Handbook on Experimental Mechanics, SEM Inc., Ed. Albert Kobayashi, Prentice - Hall, 1987
- [87] Rumșiski, L. Z., *Prelucrarea matematică a datelor experimentale*, Editura Tehnica, București 1974
- [88] Fișa tehnică a înclinometrului http://pdb.turck.de/media/_ro/Anlagen/Datei_EDB/edb_1534013_ron_ro.pdf
- [89] Manualul de utilizare al punții tensometrice Spider 8: <http://www.hbm.com.pl/pdf/b0405.pdf>
- [90] Caramatescu, A., Păcuraru, F. D., Cristea, C., *Numerical simulation of a cargo planing boat with inverted keel*, International Conference of Traffic and Transport Engineering, ICTTE Belgrade, 2016.
- [91] Yun, L., Bliault, A., *High Performance Marine Vessels*, Springer publishing, 2012
- [92] Caramatescu, A., Mocanu, C. I., Păcuraru, F. D., Jagițe, G., *Estimation of planing forces in numerical and full scale experiment*, International Maritime Association of the Mediteranean, Lisbon, 2017;
- [93] Obreja, D., *Particularitățile hidrodinamice ale proiectării navelor mici*, Editura Fundației Universitare "Dunărea de Jos" din Galați, 2004, ISBN 973-627-099-8
- [94] Wackers, J.; Visonneau, M. 2009. *Adaptive grid refinement for ship flow computation*, Proceedings of ADMOS 2009, Brussels, Belgium.
- [95] Ghassemi, H., Ghiasi, M. 2008, *A combined method for the hydrodynamic characteristics of planing craft*. Ocean Engineering 35, 310–322
- [96] Battistin D., Iafrati A. 2003. *A numerical model for hydrodynamic of planing surfaces*. Proc. 7th Int. Corif. Fast Sea Transportation FAST 2003, Nanjing, 33-38

- [97] Yumin Su, Qingtong Chen Hailong Shen and Wei Lu 2012. *Numerical Simulation of a Planing Vessel at High Speed*, J. Marine Sci. Appl. 11: 178-183
- [98] Azcueta R 2003. *Steady and unsteady RANSE simulations for planing crafts*. 7th Conference on Fast Sea Transportation, FAST'03, Abano Terme, Italy
- [99] Caponnetto M. 2001, *Practical CFD simulations for planing hulls*. Proceedings of Second International Euro Conference on High Performance Marine Vehicles, Hamburg, 128-138
- [100] Queutey P.; Visonneau M. 2007. *An interface capturing method for free-surface hydrodynamic flows*. Computers & Fluids, 36(9), 1481–1510
- [101] Deng, G.B.; Queutey, P.; Visonneau, M. 2010. *RANS Prediction of the KVLCC2 Tanker in Head Waves*, 9th International Conference on Hydrodynamics, October 11-15, Shanghai, China
- [102] Duvigneau R.; Visonneau M.; Deng G.B. 2003. *On the role played by turbulence closures in hull shape optimization at model and full scale*. J. Marine Science and Technology, 8(1), 1–25
- [103] Salim S., M.; Cheah S.C.; *Wall y+ Strategy for Dealing with Wall-bounded Turbulent Flows*; Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists 2009 Vol II IMECS 2009, March 18 - 20, 2009, Hong Kong.
- [104] Germanischer Lloyd - *Rules for boats and yachts up to 24 m*, GL I-3-3 sursa: www.gl-group.com
- [105]*** http://www.rompolimer.ro/fise_tehnice/TDS_ENYDYNE_H_68372_TAE.RO.pdf
- [106]*** http://www.owenscorning.com.cn/Form_Up/Images/24969-A.pdf
- [107] DNV-GL: *Rules for classification: High speed and light craft* — DNVGL-RU-HSLC Pt.3 Ch.1. Design principles, design loads, Edition January 2018 <http://rules.dnvgl.com/docs/pdf/DNVGL/RU-HSLC/2018-01/DNVGL-RU-HSLC-Pt3Ch1.pdf>
- [108]*** http://lantor.com/wp-content/uploads/2016/07/20160196_LANT_DATASHEET_COREMAT_XM_web.pdf
- [109]*** <http://www.cristex.co.uk/products/woven-fabrics/pvc>
- [110]*** https://docs.plm.automation.siemens.com/data_services/resources/nxnastran/10/help/en_US/tdocExt/pdf/QRG.pdf
- [111] Bakis, C. E., Bank, L. C., Brown, V. L., Cosenza, E., Davalos, J. F., Machida, A., Rizkalla, S. H., Triantafillou, T. C.; *Fiber-Reinforced Polymer Composites for Construction—State-of-the-Art Review*, Journal of Composites for Construction Volume 6 Issue 2 - May 2002, ISSN (print): 1090-0268 | ISSN (online): 1943-5614 DOI 10.1061/(ASCE)1090-0268(2002)6:2(73)
- [112] Vinson, J. R.; *The Behavior of Sandwich Structures of Isotropic and Composite Materials*, CRC Press 1999, ISBN 9781566766999;
- [113] Davalos, J. F., Qiao, P. Z., Xu, X. F., Robinson, J., and Barth, K. E.; *Modeling and characterization of fiber-reinforced plastic honeycomb sandwich panels for highway bridge applications*, Journal of Composite Construction, nr 52, p. 441–452, 2001, DOI: 10.1016/S0263-8223(01)00034-4 ISSN: 0263-8223

Anexa 1:

```
import numpy as np
import matplotlib.pyplot as plt
import pandas as pd
import scipy.fftpack
df = pd.read_csv('date-pt-fft2.csv')
avg = np.average(df.p8)
for i in range(1,len(df)):
    if df.p8[i-1]<=avg and df.p8[i]>avg:
        idStart=i
        break
for i in range(len(df)-1,1,-1):
    if df.p8[i-1]<=avg and df.p8[i]>avg:
        idEnd=i
        break
u = []
v = []
sFreq = 50
T = 1/sFreq
tStep=0
u.append(tStep)
v.append(avg)
for i in range(idStart,idEnd):
    tStep=tStep+T
    u.append(tStep)
    v.append(df.p8[i])
tStep=tStep+T
u.append(tStep)
v.append(avg)
u = np.array(u)
v = np.array(v)
N = len(v)
# Perform FFT
yfft = scipy.fftpack.fft(v)
xf = np.linspace(0.0, 1.0/(2*T), N/2)
yf = 2.0/N * np.abs(yfft[:N//2])
#xf = np.delete(xf, 0, 0)
#yf =np.delete(yf, 0, 0)
# Plot signal,
plt.subplot(2, 1, 1)
plt.plot(u, v, '-')
plt.xlabel('Timp [s]')
plt.ylabel ('Amplitudine [Mpa]')
# Plot shifted data on a shifted axis
plt.subplot(2, 1, 2)
plt.plot(xf, yf/2)
plt.xlim(0,1)
plt.xlabel('Frecvență [Hz]')
plt.ylabel('Amplitudine [Mpa]')
plt.show()
print (xf)
print (yf/2)
print(np.max(yf)/2)
print (N)
```