

Universitatea: “Dunărea de Jos” – Galați

Facultatea: “Arhitectură Navală”

Specializarea: “Inginerie Mecanică”

## TEZĂ DE DOCTORAT

**Contribuții la Calculul Structurilor Navale, confecționate din Plăci Armate  
cu Fibre de Sticlă, la solicitări dinamice de impact.**

Coordonator științific ,

Prof.Univ.Dr.ing.Mocanu Costel-Iulian

Doctorand ,

Ing.Lefter Silviu-Viorel



2011

ROMÂNIA  
MINISTERUL EDUCAȚIEI, CERCETĂRII, TINERETULUI ȘI SPORTULUI  
UNIVERSITATEA DUNĂREA DE JOS DIN GALAȚI

Strada Domnească nr. 47, cod poștal 800008  
Galați, România  
E-mail: rectorat@ugal.ro



Tel.: (+4) 0336-130.109; 0336-130.108; 336-130.104  
Fax: (+4) 0236 - 461.353  
www.ugal.ro



C ă t r e

Universitatea "Dunărea de Jos" din Galați vă face cunoscut că în data de 06.05.2011, ora 10.00, în sala D01 a Facultății de Arhitectură Navală, va avea loc susținerea publică a tezei de doctorat intitulată: "Contribuții la calculul structurilor navale confecționate din plăci armate cu fibră de sticlă la solicitări dinamice de impact", elaborată de domnul/doamna ing. LEFTER SILVIU-VIOREL, în vederea conferirii titlului științific de doctor în Domeniul de doctorat - Inginerie mecanică.

Comisia de doctorat are următoarea componență :

<b>Președinte:</b>	<u>Prof.univ.dr.ing. Leonard DOMNIȘORU</u> Prodecan – Facultatea de Arhitectură Navală Universitatea "Dunărea de Jos" din Galați
<b>Conducător de doctorat:</b>	<u>Prof.univ.dr.ing. Costel-Iulian MOCANU</u> Universitatea "Dunărea de Jos" din Galați
<b>Referent 1:</b>	<u>Prof.univ.dr.ing. Ioan CURTU</u> Universitatea TRANSILVANIA din Brașov
<b>Referent 2:</b>	<u>Prof.univ.dr.ing. Anton HADĂR</u> Universitatea POLITEHNICA din București
<b>Referent 3:</b>	<u>Prof.univ.dr.ing. Ștefan PASTRAMĂ</u> Universitatea POLITEHNICA din București

Cu această ocazie vă transmitem rezumatul tezei de doctorat și vă invităm să participați la susținerea publică. În cazul în care doriți să faceți eventuale aprecieri sau observații asupra conținutului lucrării, vă rugăm să le transmiteți în scris pe adresa Universității, str. Domnească nr. 47, 800008 - Galați, Fax - 0236 / 461353.



SECRETAR DOCTORAT,

Ing. Luiza AXINTE

## CAPITOLUL 1

### **MATERIALE COMPOZITE: POSIBIL SUBSTITUT AL MATERIALELOR TRADIȚIONALE FOLOSITE ÎN CONSTRUCȚIA DE NAVE.**

#### **Obiectivele capitolului**

▶ Justificarea alegerii studiului materialelor compozite de tip placă din Poliester Armat cu Fibre de Sticlă (PAFS) utilizate în domeniul naval și studiul comportamentului acestora la impact.

▶ Prezentarea conceptului de material compozit și a elementelor din care este format un material compozit de tip PAFS.

▶ Clasificarea, descrierea tipurilor și a arhitecturilor uzuale de armături.

▶ Clasificarea și descrierea tipurilor de matrici (rășini) uzuale, precum și ponderea folosirii lor în industria navală.

▶ Prezentarea caracteristicilor mecanice ale tipurilor principale de armături și rășini.

▶ Tehnici și tehnologii de obținere a compozitelor de tip PAFS, inclusiv a semifabricatelor de tip placă.

▶ Avantajele folosirii materialelor compozite de tip PAFS în domeniul naval.

▶ Prezentarea stadiului actual al folosirii materialelor compozite de tip PAFS în domeniul naval.

#### **1.1 Introducere – ”De ce materiale compozite ?”**

Materialele compozite au fost utilizate cu mult înaintea definirii lor ca o grupă aparte de materiale.

La început a fost folosit lemnul, apoi piatra și în urmă cu circa 100 de ani a apărut un material revoluționar în industria construcțiilor: betonul armat.

În ultimii 70 de ani, tehnica a evoluat extrem de mult, prin urmare a fost imperios necesar realizarea unor materiale cu proprietăți mecanice deosebite.

Apariția și dezvoltarea unor domenii noi cum ar fi cel aeronautic, al automobilelor și în principal dezvoltarea aplicațiilor militare, a impus dezvoltarea acestei categorii de materiale care pot lucra în condiții grele. Spre exemplu în industria aeronautică prioritare sunt considerentele de ordin aerodinamic de optimizare a profilelor și realizarea condițiilor deosebite ce sunt impuse datorită diferențelor de temperatură, rezistență la oboseală,

rigiditate, vibrații, etc. așa cum sunt prezentate în lucrările Wei Jin și D.Brown [195], [89], [33].

Prin urmare, materialele tradiționale nu mai pot satisface în totalitate restricțiilor din ce în ce mai mari, iar configurația complicată a structurilor impune, din punctul de vedere al factorului economic, ori folosirea unor tehnologii diferite de realizare ceea ce implică o tehnică scumpă, ori realizarea unor materiale mai ușor de obținut ceea ce înseamnă o tehnologie mai ieftină. Privind prin prisma factorului economic, au apărut *materialele compozite*, care reprezintă o nouă clasă de materiale de o mare importanță tehnologică cu o aplicabilitate din ce mai mare în multe domenii aeronautic, naval, sau al automobilelor conform datelor prezentate de autorii Anglin J.[16], Gries[78], Tsai H. [183]. Principalul avantaj al acestor materiale îl reprezintă raportul ridicat dintre rezistență și greutate volumică și prețul scăzut de obținere a unor elemente complicate, în cazul producției de serie mare și de masă așa cum este specificat și în J.C.Halpin [195], [7] și Dasgupta [33].

## 1.2 Conceptul de compozit.

Un material compozit este format din următoarele elemente descrise de autorul Daniel Gay și de Robert J.Scott [70], [163]:

1. **Armătura** poate fi realizată din mai multe categorii de materiale de exemplu: *fibre de sticlă, fibre carbon sau kevlar*.

2. **Matricea** care mai este întâlnită în literatura de specialitate și cu termenul direct de *rășină*.

3. **Materiale pentru miez** - în cazul panourilor sandwich.

Materialele compozite au în componență o *armatură* ( în unele lucrări se mai întâlnește și termenul de *întăritură* sau *miez*), realizată din fibre din diferite materiale metalice sau nemetalice dispuse în mod continuu sau discontinuu, și care sunt înglobate într-un material moale de tipul rășinilor care este numit *matrice* sau *bază*.

### 1.2.1 Armătura

Este formată din fibre care au o anumită lungime și o anumită dispunere, ea reprezentând elementul principal de rezistență și de preluare a sarcinii, iar *matricea* are rol de legătură, stabilitate și de transmitere a încărcărilor la fibrele care formează armătura.

În cazul materialelor compozite actuale, cele mai uzuale fibre din care se realizează armăturile sunt conform literaturii de specialitate Daniel Gay [71], [7]:

1. Fibrele de sticlă
2. Aramida sau Kevlarul

3. Carbonul
4. Boronul
5. Carbura de siliciu
6. Fibrele whiskers

Principalele tipuri de fibre sunt:

**a. Fibre scurte** – cu lungimi de câțiva centimetri sau chiar milimetri obținute prin procedeul de formare prin injecție.

**b. Fibre lungi** – sunt de ordinul metrilor sau a zecilor de metri și se obțin prin procedeul de țesere, sau împetire a fibrelor scurte (identice cu procedeul folosit în industria textilă la obținerea firelor).

### 1.2.1.1 Clasificarea armăturilor

**I.** Clasificarea armăturilor în funcție de *dispunerea* fibrelor conform autorilor din lucrările [70], [1] :

1. Armături cu dispunere unidimensională
2. Armături cu dispunere bidimensională
3. Armături cu dispunere tridimensională

De asemenea o altă clasificare a armăturilor este descrisă în Regulile de Clasificare și Construcție a navelor – „Germanischer Lloyd” ediția 2006, în capitolul „Materiale Nemetalice”, subcapitolul care se referă la „Materiale plastice armate cu fibra de sticlă și matrici” [8], [36].

**II.** Clasificarea se face după modul *de orientare* a fibrelor în :

1. Armături cu orientare oarecare
2. Armături de tip covor
3. Armături de tip țesătură
4. Armături de tip material nețesut

**III.** Clasificarea în funcție de *materialul* din care este realizată fibra:

- „E” sunt cele mai des utilizate în construcția plăcilor datorită bunelor proprietăți de rezistență la apă și a rezistenței mecanice deosebite. Ele au la bază *borosilicatul de aluminiu*,

- „S” care au la bază *oxidul de aluminiu și de magneziu*, ceea ce conferă materialului o rezistență de circa trei ori mai mare față de cel de tip „E”. Costul obținerii derivatului de tip „S” este de circa patru ori mai mare față de materialul „E”.

### 1.2.1.2 Forme constructive de armături.

Armăturile din fibră de sticlă sunt prezentate într-o multitudine de forme.

Cea mai simplă dispunere este sub formă de *șuvițe tocate* (împâslitură) la care lungimile fibrelor sunt cuprinse între 1,3 - 5,1 milimetri. Dispunerea fibrelor este în acest caz oarecare. O altă variantă este dispunerea sub *formă de fire sau de toroane*.

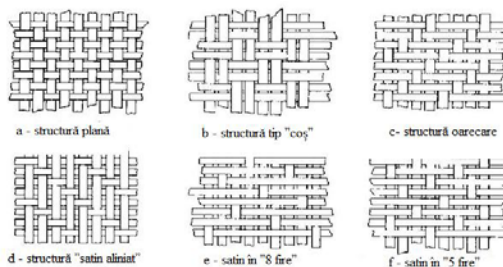


Fig. 1.1 – Tipuri constructive de armături

### 1.2.1.3 Arhitecturi de armături.

O clasificare a tipurilor de armături recunoscută și agreată, este prezentată de Drexel University din SUA și este în funcție de dispunerea fibrelor [20], [4], [142]:

- a. Multistrat
- b. Unistrat

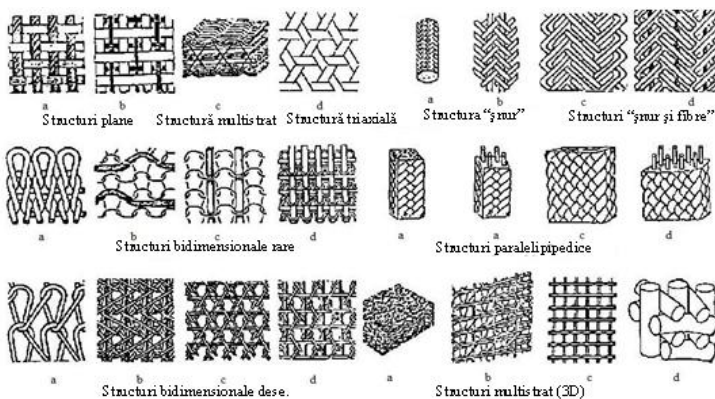


Fig. 1.2 – Forme arhitecturale de armături

Pe lângă construcția și arhitectura armăturilor din fibra de sticlă, pentru obținerea unui compozit cu proprietăți deosebite, trebuie luate în calcul și caracteristicile rășinilor.

Cele mai importante **tipuri de sticlă** folosite la armarea materialelor compozite sunt:

1. Sticlă de tip "A" – sticlă alcalină.
2. Sticlă de tip "E" – sticlă nealcalină.
3. Sticlă de tip "S" – cu rezistență foarte mare la temperaturi înalte.
4. Sticlă de tip "D" – cu conținut mare de bioxid de siliciu.
5. Sticla de tip "R" – de înaltă rezistență

**Materialul de armare** se alege, pornind de la următoarele considerente:

1. Rezistența la tracțiune, încovoiere și impact.
2. Modulul de elasticitate al armăturii trebuie să fie mult mai mare decât cel al matricei.
3. Rezistența chimică a armăturii față de matrice.  
Fibrele de sticlă au următoarele caracteristici principale:
  - a. Rezistența de rupere la tracțiune, compresiune și șoc are valori ridicate.
  - b. Rezistență la coroziune foarte bună.
  - c. Nu sunt higroscopice, nu putrezesc și nu ard (au proprietăți ignifuge).
  - d. Stabilitate termică bună ( la circa 370 °C își păstrează aproximativ 50% din valorile caracteristicilor fizico-chimice).
  - e. Bune izolatoare electrice și termice.
  - f. Stabilitate dimensională.

## 1.2.2 Matrici

### 1.2.2.1 Clasificarea și caracteristicile principale ale matricilor.

Matricea, întâlnită în literatura tehnică și sub denumirea de rășină așa cum este prezentată în lucrarea ” Materieux composites” [70], reprezintă materialul de adaos care îmbracă armătura și îi conferă rigiditate.

Clasificarea în funcție de *componenta de bază* este conform autorului A.Hadăr [83]:

#### 1. Matrice pe bază de polimeri.

- Rășinile termoplastice
- Rășinile termostabile pe bază de poliesteri, fenoli, silicon, poliuretan.

2. Matrice pe bază de *minerale* (*carbura de silicon, carbon*). Aceste rășini pot fi utilizate la temperaturi ridicate.

#### 3. Matrice *metalică* (*aliaje de aluminiu, aliaje de titan, etc.*)

### 1.2.2.2 Tipuri de matrici.

Principalele tipuri de rășini utilizate la construcția Plăcilor Armate cu Fibre de Sticlă sunt:

#### **Poliesterul**

Un mare număr de producători de Materiale plastice armate cu fibre de sticlă utilizează acest tip de rășină deoarece este ușor de obținut și în același timp este și ușor de aplicat.

#### **Vinil Esterul**

Este o rășină nesaturată rezultată din reacția unui acid nesaturat metacrilic sau acrilic cu dipoxid bisfenol. În mare, caracteristicile sunt apropiate de cele ale poliesterului; în plus are o excelentă rezistență la șoc.

### Rășini Epoxidice

Au cele mai bune caracteristici dintre toate rășinile, folosite în domeniul naval.

### Termoplasticul

Rășinile termoplastice au una sau două structuri moleculare.

Câteva exemple de materiale termoplastice sunt: *polietilena, polistirenul, polipropilena, poliamidele și nailonul.*

În industria navală această rășină este folosită doar în construcția corpurilor bărcilor mici de agrement. Modul de obținere, care este relativ ușor, precum și compatibilitatea cu multe materiale din care se realizează armăturile, a făcut ca aceste rășini să fie utilizate și dezvoltate în continuare.

Figura 1.3 ne arată care este ponderea pe categorii, a rășinilor utilizate în construcția diferitelor structuri navale.

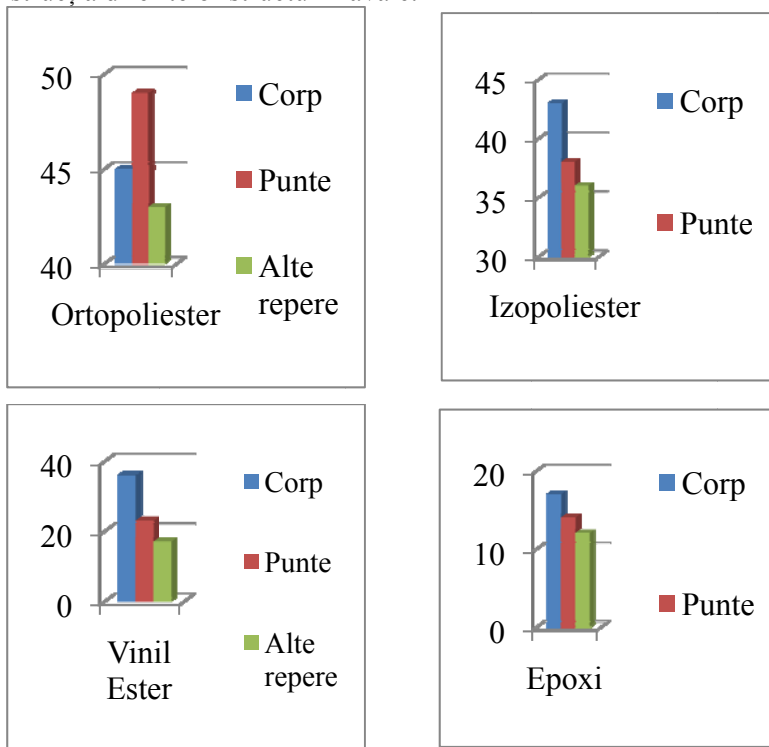


Fig. 1.3 - Ponderea pe categorii, a rășinilor utilizate în construcția diferitelor structuri navale.

### 1.2.3 Materiale pentru miez

În componența unor materiale compozite, armătura este înlocuită cu un miez.



Pe lângă semifabricatele sub formă de plăci, se dezvoltă din ce în ce mai mult semifabricatele sub formă de panouri sandwich.

*Miezul* este sub formă de fagure și este realizat din diferite materiale ca de exemplu:

- **Balsa** – este utilizată la realizarea miezurilor sub forma de fagure, semifabricatele care cuprind acest tip de miez sunt utilizate în special în industria aeronautică.

- **Spuma termorezistentă** –sunt materiale din gama acetatului de celuloză, polistiren, poliuretan. Sunt extrem de ușoare, dar au proprietăți mecanice scăzute și sunt atacate de rășinile poliesterice.

- **Spuma din PVC** – ca de exemplu spuma de polivinil are caracteristici mecanice bune ce pot fi comparate cu cele ale balsei.

### 1.3 Tehnici și tehnologii de obținere a materialelor compozite.

#### 1.3.1 Metoda formării prin contact (Metoda formării manuale).

Este un procedeu ieftin de formare a compozitului, dar necesită o cantitate mare de manoperă.

Armătura este dispusă pe formă manual, rășina fiind apoi aplicată cu pensula, sau pulverizată după ce fiecare strat de armătură a fost poziționat.

Materialele de armătură se aplică în straturi până ce se obține grosimea dorită. Operația se face în general la temperatura camerei, cu aplicarea în rășina a unor întăritori ( acceleratori de întărire). Pentru obținerea unor suprafețe netede se aplică o folie de celofan care se dispune direct pe forma pe care se aplică armătura, pentru ca piesa finită să poată fi detașata mai ușor.

Dezavantajul acestui procedeu este acela că nu poate fi eliminat aerul aflat în structura compozitului, ceea ce poate duce la modificare caracteristicilor mecanice principale ale produsului finit.

#### 1.3.2 Metoda formării cu pungă de vid.

Este un procedeu similar cu cel de formare prin contact, cu diferența că în faza finală, când materialul este adus la grosimea corespunzătoare, se dispune pe exterior o peliculă subțire de celofan sau polivinil acetat care îmbracă forma.

O pompă de vid va absorbi aerul dintre folie și materialul depus, mulându-se după matriță obținându-se astfel piesa finală.

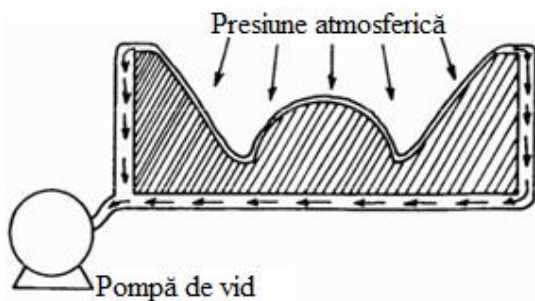


Fig.1.5 – Metoda formării cu pungă de vid

### 1.3.3 Metoda formării cu pungă de presiune.

Această metodă este identică cu cea de mai sus, cu diferența că procesul este invers, adică după dispunerea foliei se aplică o presiune mai mare decât presiunea atmosferică (circa 50 bari).

Procedeeul are doua variante:

A - Formarea pungii de presiune.

B - În autoclave.

Varianta A se folosește în cazul plăcilor mari, iar varianta B la piesele mici.

Ambele variante sunt redată în figura 1.6.

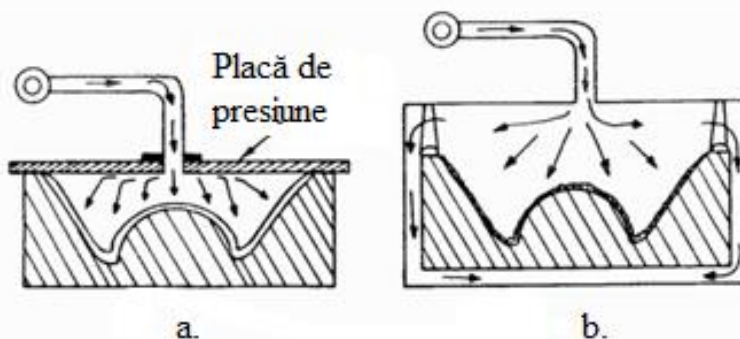


Fig.1.6 - Metoda formării cu pungă de presiune.

### 1.3.4 Metoda formării prin injecție de vid.

Această metodă necesită două matrite.

Armătura se află între cele două forme, iar rășina se dispune într-o cavitate, în jurul formei de baza. O pompă de vid produce depresiune, iar rășina va îmbrăca armătura.

Este o metoda eficientă deoarece sunt eliminate pungile de aer din interiorul matricei.

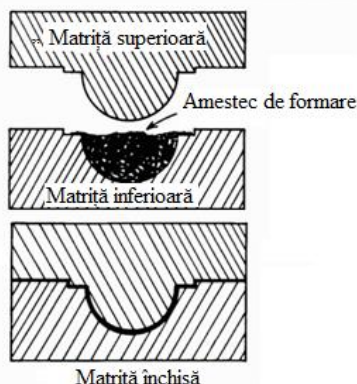
### 1.3.5 Metoda formării prin compresiune.

Este o metodă utilizată pentru piesele mici sub formă de cavitate.

Necesită două matrițe: una superioară și una inferioară.

În matrița inferioară se dispune armatura și amestecul de formare (rășina) iar prin presare se îndepărtează excesul de rășină.

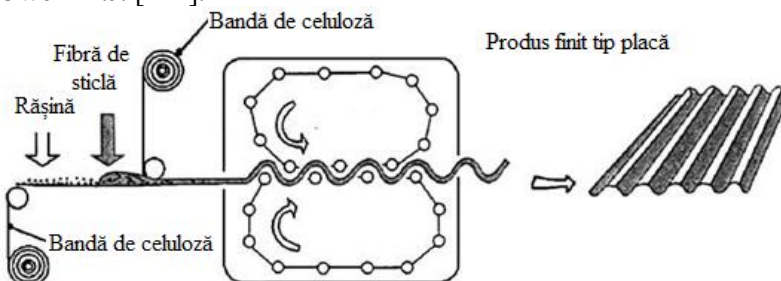
Matrițele sunt prevăzute cu un spațiu suficient pentru ca excesul de rășină să se elimine.



**Fig.1.7** - Fazele obținerii pieselor prin Metoda formării prin compresiune.

Cele două matrițe se pot dispune pe prese hidraulice sau pneumatice.

Un caz particular al metodei formării prin compresiune, este cel al realizării plăcilor profilate sau plane, armate cu fibre de sticlă. Plăcile din armate cu fibră de sticlă, de dimensiune standardizată au o tehnologie de execuție care constă în profilarea compozitului pe niște role aflate în interiorul unei incinte cu atmosferă controlată. Pe un strat de bandă de celuloză se depune rășina și fibra de sticlă după care se aplică la partea superioară un nou strat de bandă de celuloză, apoi se profilează plăcile și se usucă rășina trecând compozitul printr-un cuptor cu atmosferă controlată conform autorilor D.Gay [72], Owen M.J. [142].



**Fig.1.8** – Realizarea plăcilor profilate armate cu fibră de sticlă

### 1.3.6 Metoda formării prin injecție.

Se realizează pe mașini speciale de injectat, procedeul fiind invers metodei prin injecție de vid.

Avantajul acestei metode este acela că se poate doza foarte bine cantitatea de rășină iar materialul suplimentar solidificat în matriță se elimină ulterior.

## 1.4 Utilizarea Plăcilor Armate cu Fibră de Sticlă în domeniul naval.

Realizarea primelor ambarcații folosind PAFS a fost făcută după cel de-al doilea război mondial, de către armata SUA și a debutat cu o serie de bărci cu lungimea de 8,5 metri pentru transportul trupelor. Având bune rezultate în serviciu, marina americană a continuat să comande bărci cu lungimi cuprinse între 4 și 15 m atât pentru transportul de persoane cât și nave utilitare. Seria cea mai renumită a fost cea a unor bărci realizate din PAFS cu lungimea de 9,5 metri folosite ca nave de patrulare pe râuri și fluvii. După 20 de ani de serviciu, în anul 1972 au fost scoase și examinate, constatându-se starea perfectă a corpului, fără apariția exfolierilor sau alte defecte. În continuare, au început să se introducă plăcile armate cu fibre de sticlă în construcția navelor de agrement, a yacht-urilor, și a ambarcațiilor sportive atât în varianta clasică-unicorp cât și în varianta catamaran. Perfecționându-se tipurile de armături și de rășini, au început să se construiască nave cu dimensiuni din ce în ce mai mari, astfel încât, acum yachturile cu lungimi cuprinse între 26 metri și 30 metri au devenit uzuale așa cum este amintit de autorii lucrărilor [2], [148], [166].

Principalele avantaje ale utilizării PAFS în construcția navală sunt prezentate detaliat în lucrările autorilor Smith [167], Scott R.G. [163], Skene [166]:

1. Rezistența deosebită la mediul marin.
2. Greutate redusă a ambarcațiunilor.
3. Rezistență mecanică mare în raport cu densitatea și cu masa.
4. Micșorarea numărului de elemente aferente unei structuri.
5. Eliminarea efectului de încărcare cu sarcini electrostatice.
6. Posibilitatea orientării fibrelor pe direcțiile de maximă tensiune.
7. Posibilitatea obținerii unor piese foarte complexe.
8. Flexibilitatea
9. Cost redus.
10. Posibilitatea realizării în culori diferite a semifabricatelor.
11. Reparații și mentenanță ușoară.
  - a. Rupturi sau spargeri ale suprafeței.
  - b. Exfolieri (delaminations).
  - c. Distrugerii ale secțiunii elementelor.

- d. Mici orificii.
12. Menținanța ușoară
13. Durată de serviciu extrem de lungă.
14. Rigiditate
15. Vibrații
16. Rezistența la factorii abrazivi.
17. Rezistența la foc.
18. Magnetismul

### 1.5 Stadiul actual al utilizării materialelor compozite.

Tendința actuală este de creștere a utilizării lor în toate domeniile de activitate, inclusiv în cel naval.

În ceea ce privește PAFS, rezultate deosebite au fost obținute prin armarea suplimentară cu fibre tip whiskers. Fibrele tip *whiskers* sunt o nouă categorie de materiale de armare.

Acestea sunt alcătuite din monocristale cu diametre foarte mici de circa 1 - 50 $\mu$ m.

Rezistența mecanică deosebită se datorează faptului că structura fibrelor este alcătuită din cristale de forma sferică. Aceste fibre se obțin prin diverse procedee de dezvoltare a cristalelor, cu viteze bine determinate de creștere la o temperatură ridicată. De asemenea între fibrele de sticlă dintre armături se mai dispun și fibre din materiale plastice.

Dintre materialele plastice cel mai des utilizate în armături, pe lângă fibrele de sticlă, amintim: *poliesterul* și *nylon-ul termoplastic*. Aceste materiale sunt agreate în industria construcțiilor navale ca armături primare în mixtură (amestec) cu fibrele de sticlă.

Pe această bază, de exemplu, Allied Corporation – USA a dezvoltat un produs numit COMPET cu proprietăți deosebite în ceea ce privește rezistența la șoc.

Corporația Hoechst-Celanese a realizat un produs, tot sub forma de plăci numit – TREVERIA care conține fibre de poliester în combinație cu fibră de sticlă de o rigiditate mare. Dintre caracteristicile acestor materiale amintim: densitate mică, cost relativ scăzut de producție, bună rezistență la impact, rezistență la vibrații conform autorului Spilker R în lucrările [171], [172].

De asemenea în ultimul deceniu au apărut o nouă generație de rășini cu proprietăți mecanice mult îmbunătățite. Referitor la Plăcile armate cu fibră de sticlă, Collano a obținut bune rezultate aplicând acest film de adeziv peste armătura din fibră de sticlă, după care a fost dispusă matricea. Această

peliculă pe lângă faptul că îmbunătățește proprietățile mecanice ale semifabricatului mărește rezistența la impact precum și la intemperii [16].

Pe lângă corpuri de nave, materialele armate cu fibră de sticlă au numeroase aplicații în: construcția multor elemente de pe submarine cum ar fi tancurile de balast, cupolele pentru sonare și radare, cabine, tancuri de apă dulce, capace mecanice, geamanduri, pontoane, catarge etc.

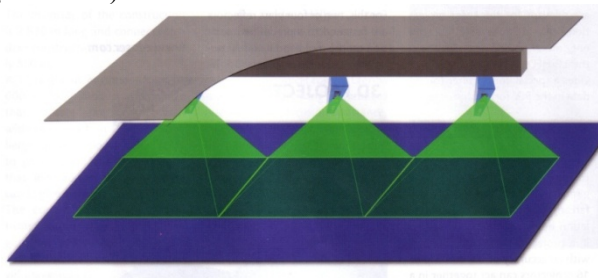
Tendința în continuare, este de dezvoltare a materialelor compozite armate cu fibre de sticlă și implicit dezvoltarea construcției de nave pentru agrement, utilitare și militare datorită costurilor de construcției relativ scăzute și a duratei scurte de construcție.

O problemă importantă este cea a reconstituirii din punct de vedere dimensional a diferitelor repere care au suferit avarii, datorită formelor complexe ale elementului. Din punct de vedere a înlocuirii diferitelor elemente din semifabricate de tip placă ultima tehnologie costă în a determina forma geometrică și dimensională cu ajutorul tehnologiei laser.

Un sistem de proiector cu laser am fost dezvoltat în anul 2008 de către firma Z – Laser Optoelektronik din Freiburg Germania[3].

Tehnologia de înlocuire a unui element constă din:

- Un sistem de raze laser scanează suprafața care a fost afectată sau locul în care a fost dispus elementul ce urmează a fi înlocuit. Un astfel de sistem redat în figura 1.9, este alcătuit din mai multe reflectoare cu laser (în cazul suprafețelor mari).



**Fig. 1.9** - Scanarea unei suprafețe mari cu un grup de proiectoare cu fascicol laser

- Un computer transformă toate datele în coordonate X-Y-Z conform figurii 1.10.



**Fig. 1.10** – Scanarea locului de dispunere a reperului de înlocuit.

- coordonatele astfel obținute sunt transformate în limbaj ISO și transmise la o instalație de tăiere cu control numeric.

Tăierea a semifabricatelor sub formă de placă, se face pe mașini cu control numeric prin tehnică cu jet de apă (waterjet). În principiu tehnologia waterjet constă din tăierea cu ajutorul unui jet de apă trimis prin niște orificii extreme de mici cu o viteză de trei ori mai mare decât viteza sunetului.

## 1.6 Concluzii.

► În concluzie, materialele tradiționale nu mai pot satisface în totalitate restricțiile impuse de actuala conjunctură referitoare la criteriile economice și de mediu, iar configurația complicată a structurilor impune, ori folosirea unor tehnologii diferite de realizare, ceea ce implică o tehnică scumpă, sau realizarea unor materiale mai ușor de obținut ceea ce înseamnă o tehnologie mai ieftină. Privind tot prin prisma factorului economic, au apărut *materialele compozite* care reprezintă o nouă clasă de materiale de o mare importanță tehnologică și ale căror aplicații cunosc în prezent o dezvoltare intensă în mai multe domenii.

► Materialele compozite fac parte din categoria materialelor create pentru a răspunde exigențelor deosebite în ceea ce privește:

- Rezistență mecanică și rigiditate deosebită.
- Rezistență la coroziune.
- Rezistență la acțiunea factorilor chimici.
- Greutate scăzută.
- Stabilitate dimensională.
- Rezistență la solicitări variabile și de șoc.
- Rezistență la uzură.
- Proprietăți izolatoare.
- Estetică.

► Principalul avantaj al acestor materiale îl reprezintă *raportul ridicat dintre rezistență și greutate volumică și prețul scăzut de obținere a unor elemente complicate*, în cazul producției de serie mare și de masă.

Aceste avantaje au asigurat utilizarea lor pe scară foarte largă dar au și stimulat cercetările pentru realizarea unor materiale compozite cu proprietăți deosebite.

► Un alt factor important, pentru care sunt utilizate din ce în ce mai mult este și acela al politicii mondiale de protecție a mediului. Prin urmare, materialele clasice utilizate, ca de exemplu metalul, vor fi din ce în ce mai scumpe de produs, datorită influenței asupra păturii de ozon, a apelor, etc. Materialele compozite au avantajul producerii lor fără un impact deosebit de mediu.

► Din punct de vedere științific, materialele compozite au impus o nouă modalitate de abordare a calculelor de rezistență pentru determinarea caracteristicilor elastice, care diferă de la un material la altul. O structură care are în componența sa materiale compozite va trebui studiată atât din punct de vedere al capacității portante, a deteriorărilor ce pot apărea în sarcină cât și al comportării în condiții dificile de lucru ( variații de temperatură, vibrații, acțiunea agenților chimici, etc.). Aceste aspecte au făcut ca în ultimul timp cercetarea acestei categorii de materiale să fie din ce în ce mai aprofundată, descoperindu-se tot mai multe posibilități de utilizare.

► În ceea ce privește justificarea alegerii studiului materialelor compozite de tip placă din PAFS, în industria navală aceste semifabricate pot rezolva problema realizării corpurilor navelor mici, precum și a structurilor de tip: punți, cabine pentru navele mici, sau elemente de tip bocaporturi, guri de vizită, postamenți înlocuind materialul tradițional utilizat – oțelul. De asemenea, în ultimii ani, s-au dezvoltat elemente necesare instalației de guvernare, cum ar fi elemente de cârmă. Structurile prezentate mai sus, sunt susceptibile de distrugeri prin impact în timpul exploatării, iar în literatura de specialitate nu sunt prezentate în mod explicit metode de studiu sau proceduri de verificare a acestei clase de materiale (plăci de tip PAFS), cu care se lucrează frecvent în domeniul construcției de nave. O parte din prevederile de construcție sunt prezentate și în regulile registrelor navale care agreează realizarea de structuri din compozite, cum e cazul organismului de supraveghere navală Germanischer Lloyd care prezintă reguli de proiectare și construcție într-un capitol special [1].

## 1.7 Direcții de cercetare.

### A. Obiectul de studiu este:

Poliesterul armat cu fibră de sticlă (PAFS) și comportamentul acestuia la impact.



## **B. Direcții de cercetare propuse.**

Lucrarea de față își propune:

1.- Determinarea pentru armătură și matricea folosită, a caracteristicilor mecanice de material. Determinarea optimului raportului masă armătură/masă rășină pentru obținerea unor caracteristici mecanice superioare ale materialului compozit;

2.- Optimizarea dispunerii armăturii la plăcile multistrat din PAFS în vederea îmbunătățirii comportării la solicitări statice și dinamice;

3.- Stabilirea influenței solicitării asupra modului în care se consideră anizotropia, ortotropia și izotropia la PAFS;

4.- Considerarea materialului compozit de tip PAFS ca un material anizotrop (ortotrop) – izotrop.

5.- Determinarea prin calcul folosind date experimentale a coeficientului de amortizare structurală pentru materialele compozite (PAFS);

6.- Modelarea numerică a solicitării de impact aplicată materialelor compozite (PAFS);

7.- Proiectarea programului de probe pentru solicitarea de impact aplicată materialelor compozite (PAFS);

8. - Modelarea experimentală a solicitării de impact aplicată materialelor compozite (PAFS);

9.- Folosirea metodelor optice, nedistructive de măsurarea a deformațiilor materialelor compozite (PAFS) folosind aparatura – Aramis HS;

10.- Aprecieri asupra posibilităților de înlocuire a unor structuri navale confecționate din oțel cu structuri confecționate din materiale compozite;

## CAPITOLUL 2

### TENSIUNI ȘI DEFORMAȚII LA MATERIALELE COMPOZITE STRATIFICATE.

#### TEORII ȘI CRITERII CARE STAU LA BAZA STABILIRII RELAȚIILOR DE CALCUL PENTRU TENSIUNI ȘI DEFORMAȚII.

##### **Obiectivele capitolului :**

- ▶ Clasificarea generală a materialelor compozite și locul ocupat de compozitul tip placă din PAFS în această clasificare.
- ▶ Stabilirea influenței solicitării asupra modului în care se consideră anizotropia, ortotropia și izotropia la PAFS.
- ▶ Definirea materialelor compozite stratificate.
- ▶ Estimarea caracteristicilor mecanice folosind regula amestecului pentru compozitul unistrat și multistrat.
- ▶ Teorii și modele de calcul aplicabile la materialele compozite de tip PAFS.

#### **2.1 Clasificarea materialelor compozite.**

Materialele compozite se definesc ca fiind: sisteme de corpuri deformabile obținute prin combinații la scară macroscopică a mai multor materiale conform definițiilor date de D.Gay [70], [71], Geier M.[73], Hadar A. [82], [83].

**I.** O clasificare generală a materialelor compozite făcută după *structura și disponerea armăturii* este [71]:

- **Materiale compozite fibroase**
- **Materiale compozite laminate (stratificate)**
- **Materiale compozite speciale**

**II.** În funcție de *caracteristicile mecanice pe diferite direcții*, materialele se clasifică astfel [55]:

- **Materiale Izotrope**
- **Materiale Anizotrope**
- **Materiale Ortotrope**

**III.** O altă clasificare a materialelor compozite este oferită de N. Cristescu [51]:

- Materiale compozite armate cu fibre** (fibroase)
- Materiale compozite hibride**
- Materiale compozite stratificate**
- Materiale compozite armate**

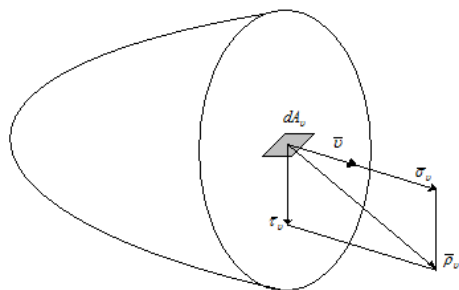
*Materialele compozite de tip PAFS fac parte din categoria materialelor compozite fibroase și stratificate, și mai sunt cunoscute sub denumirea de materiale compozite stratificate și armate cu fibre (stratificate).*

## 2.2 Legătura între tensiuni și deformații la materialele compozite.

### 2.2.1 Noțiuni generale de teoria elasticității. Tensiuni normale și tensiuni tangențiale.

Având în vedere că studiul materialelor compozite se face conform teoriei elasticității, este necesar să definim noțiunile de tensiuni normale și tensiuni tangențiale. În continuare, se vor prezenta (cu particularizările corespunzătoare) cazurile de anizotropie, ortotropie și izotropie, având la bază legea generalizată a lui Hooke așa cum este prezentată în lucrările autorilor Hadăr A.[74], Hofstee J. [94], [95], [96].

Se consideră un element de volum izolat dintr-un corp deformabil. Acest element de volum se secționează cu un plan. Pe o față a secțiunii se consideră un punct oarecare  $P(x, y, z)$  și în jurul acestuia, elementul de arie  $dA_v$ , unde  $\nu(l, m, n)$  este normala la suprafața elementară în punctul considerat, și  $(l, m, n)$  sunt cosinuşii directori ai acesteia, așa cum este prezentat în figura 2.1.



**Fig. 2.1** Descompunerea vectorului tensiune.

Componenta vectorului tensiune pe direcția normalei  $\bar{\nu}$  se numește *tensiune normală*, și se notează cu  $\sigma_v$ . Componenta în planul tangențial se numește *tensiune tangențială* și se notează cu  $\tau_v$ . Legătura dintre tensiunea normală și tensiunea tangențială este dată de relația [2.1]:

$$P_v^2 = \sigma_v^2 + \tau_v^2 \quad (2.1)$$

## 2.2.2 Considerarea anizotropiei la materialele compozite.

În continuare se consideră starea plană de tensiune corespunzătoare planului xOy.

Din punct de vedere macroscopic materialele compozite sunt *omogene și anizotrope*, adică au proprietăți specifice fiecărei direcții de aplicare a sarcinii. Sub sarcină materialele compozite pot fi considerate corpuri liniar-elastice, deci se supun legii lui Hooke.

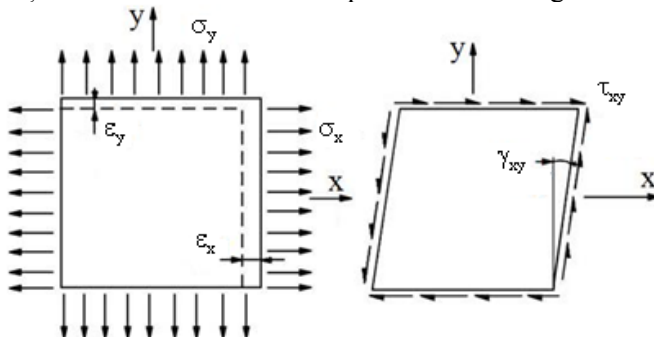
Legea lui Hooke generalizată se scrie sub forma:

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon\} \quad (2.2)$$

Unde:

- $\{\sigma\}$  – vectorul tensiunilor.
- $[D] = (d_{ij})$ ,  $i, j = 1 \div 6$  – matricea de elasticitate.
- $\varepsilon$  – vectorul deformațiilor specifice.

Deformațiile unui material anizotrop sunt conform figurii 2.2.



**Fig. 2.2** – Deformațiile unui material anizotrop pe două axe.

Ecuția matriceală în deformații specifice pentru un material anizotrop este [71]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_z} & 0 \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} \end{bmatrix} \tau_{xy} \quad (2.3)$$

Unde :

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu_{xy})} \quad (2.4)$$

Relațiile de legătură *dintre deformații și deplasări* față de direcțiile principale în teoria liniară a elasticității se exprimă astfel conform autorilor D.Gay[71], Jones R.M[108-110]:

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \frac{\delta u}{\delta x}; \gamma_{23} = \frac{\delta v}{\delta z} + \frac{\delta w}{\delta y} \\ \varepsilon_2 &= \frac{\delta v}{\delta y}; \gamma_{31} = \frac{\delta w}{\delta x} + \frac{\delta u}{\delta z} \\ \varepsilon_3 &= \frac{\delta w}{\delta z}; \gamma_{12} = \frac{\delta u}{\delta y} + \frac{\delta v}{\delta x}\end{aligned}\quad (2.5)$$

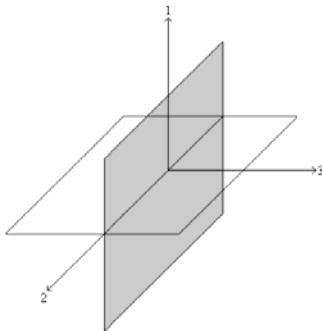
Unde:  $u$  sunt deplasările pe axele  $x, y, z$ .

Sub formă matriceală relația (2.1) devine:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & d_{14} & d_{15} & d_{16} \\ d_{12} & d_{22} & d_{23} & d_{24} & d_{25} & d_{26} \\ d_{13} & d_{23} & d_{33} & d_{34} & d_{35} & d_{36} \\ d_{14} & d_{24} & d_{34} & d_{44} & d_{45} & d_{46} \\ d_{15} & d_{25} & d_{35} & d_{45} & d_{55} & d_{56} \\ d_{16} & d_{26} & d_{36} & d_{46} & d_{56} & d_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.6)$$

Un material care se comportă conform relației (2.6) se numește *material triclinic* așa cum este prezentat în lucrările [82], [83].

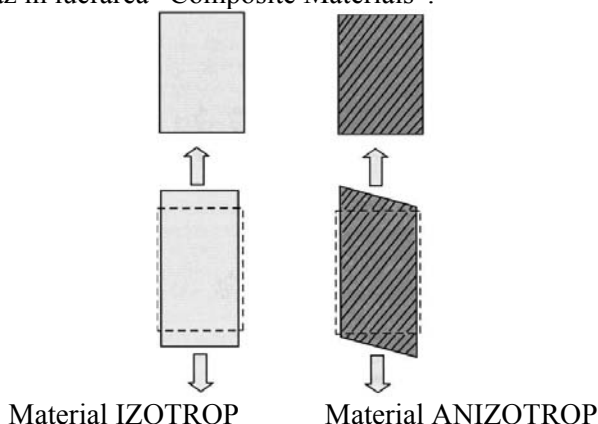
Dacă materialul prezintă o simetrie în raport cu un plan normal pe direcția 3 conform figurii 2.3, atunci materialul se numește *monoclinic*.



**Fig. 2.3** – Direcțiile de simetrie ale unui material monoclinic. Materialul *monoclinic* este caracterizat de relația:

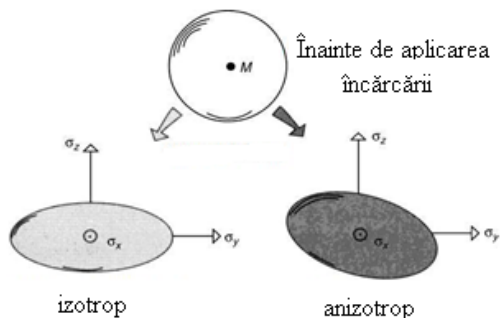
$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & 0 & 0 & d_{16} \\ d_{12} & d_{22} & d_{23} & 0 & 0 & d_{26} \\ d_{13} & d_{23} & d_{33} & 0 & 0 & d_{36} \\ 0 & 0 & 0 & d_{44} & d_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{45} & d_{55} & 0 \\ d_{16} & d_{26} & d_{36} & 0 & 0 & d_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

Din punct de vedere schematic deformațiile unui material anizotrop în comparație cu un material izotrop, arată ca în figura 2.4 conform comparației făcute de D.Gaz în lucrarea “Composite Materials”.



**Fig. 2.4** – Deformațiile unui material anizotrop comparativ cu cele ale unui material izotrop

Considerând că izolăm un element de formă elipsoidală, din interiorul unui material compozit și îi aplicăm o încărcare. Diferența dintre materialele izotrope și cele anizotrope este aceea că, după aplicarea încărcării, în cazul materialelor *izotrope* axele elipsoidului coincid cu direcțiile de încărcare, pe când la materialele *anizotrope* axele elipsoidului sunt diferite de direcțiile de încărcare. Acest lucru este ilustrat în figurii 2.5 [72].



**Fig.2.5** - Deformațiile elementului de volum la un material IZOTROP și ANIZOTROP.

### 2.2.3 Considerarea ortotropiei la materialele compozite.

Legea lui Hooke generală, scrisă dezvoltat pentru un material ortotrop, în raport cu axele sale de ortotropie are următoarea formă, descrisă în lucrările autorilor Schwatz MM [162], și Rouby D.[160]:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_1 &= \frac{1}{E_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_2 - \frac{\nu_{31}}{E_3} \sigma_3; \\
 \varepsilon_2 &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_1 + \frac{1}{E_2} \sigma_2 - \frac{\nu_{32}}{E_3} \sigma_3; \\
 \varepsilon_3 &= -\frac{\nu_{13}}{E_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{23}}{E_2} \sigma_2 + \frac{1}{E_3} \sigma_3; \\
 \gamma_{23} &= \frac{1}{G_{23}} \tau_{23}; \\
 \gamma_{31} &= \frac{1}{G_{31}} \tau_{31}; \\
 \gamma_{12} &= \frac{1}{G_{12}} \tau_{12}.
 \end{aligned} \tag{2.8}$$

În aceste relații sunt satisfăcute condițiile:

$$\begin{aligned}
 \frac{\nu_{12}}{E_1} &= \frac{\nu_{21}}{E_2}; \\
 \frac{\nu_{13}}{E_1} &= \frac{\nu_{31}}{E_3}; \\
 \frac{\nu_{23}}{E_2} &= \frac{\nu_{32}}{E_3}.
 \end{aligned} \tag{2.9}$$

După cum se observă, caracterizarea unui material ortotrop impune cunoașterea a *nouă constante elastice independente în cazul general*. Relațiile (2.7) și (2.8) permit determinarea elementelor matricei de elasticitate.

Când materialul este modelat sub forma unei plăci plane (modelare în plan) rămân patru constante elastice independente  $E_1, E_2, \nu_{12}, G_{12}$ .

Legea generalizată a lui Hooke scrisă sub formă desfășurată este:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & 0 & 0 & 0 \\ d_{12} & d_{22} & d_{23} & 0 & 0 & 0 \\ d_{13} & d_{23} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & d_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.10)$$

Elementele din matrice se exprimă cu relațiile:

$$\begin{aligned} d_{11} &= \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta} \\ d_{12} &= \frac{\nu_{12} - \nu_{13}\nu_{32}}{E_1 E_3 \Delta} \\ d_{44} &= G_{23} \\ d_{22} &= \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta} \\ d_{23} &= \frac{\nu_{23} - \nu_{21}\nu_{13}}{E_1 E_2 \Delta} \\ d_{55} &= G_{13} \\ d_{33} &= \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2 \Delta} \\ d_{13} &= \frac{\nu_{13} - \nu_{12}\nu_{23}}{E_2 E_3 \Delta} \\ d_{66} &= G_{12} \end{aligned} \quad (2.11)$$

$$\Delta = \frac{1}{E_1 E_2 E_3} \begin{bmatrix} 1 & -\nu_{21} & -\nu_{31} \\ -\nu_{12} & 1 & -\nu_{32} \\ -\nu_{13} & -\nu_{23} & 1 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

unde:



- $E_1, E_2, E_3$  – module de elasticitate longitudinală pe direcțiile 1, 2, 3;
- $G_{12}, G_{23}, G_{13}$  – module de forfecare a compozitului;
- $\nu_{ij}$  - coeficienți de contracție transversală pe direcțiile 1-2,1-3,2-3.

Dacă în orice punct al materialului există un plan în care proprietățile mecanice sunt aceleași în toate direcțiile, atunci materialul se numește *ortotrop cu izotropie transversală*.

Materialele compozite stratificate și armate cu fibre de sticlă fac parte din categoria materialelor ortotrope cu izotropie transversală. Totuși, în anumite condiții compozitele de acest tip pot avea o comportare similară cu cea a materialelor izotrope. Acest aspect va face obiectul unor observații ulterioare.

### 2.2.4 Considerarea izotropiei la materialele compozite.

În cazul materialelor **izotrope** legea generalizată a lui Hooke pentru starea plană de tensiuni, se scrie sub forma descrisă de autorii lucrărilor [133], [134], [152], [186]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.13)$$

unde:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.14)$$

Legătura dintre tensiuni și deformații la materialele izotrope este:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= c_{1,1}\sigma_x + c_{1,2}(\sigma_y + \sigma_z) \\ \varepsilon_y &= c_{1,1}\sigma_y + c_{1,2}(\sigma_x + \sigma_z) \\ \varepsilon_z &= c_{1,1}\sigma_z + c_{1,2}(\sigma_x + \sigma_y) \\ \gamma_{xy} &= c_{4,4}\tau_{xy} \\ \gamma_{yz} &= c_{4,4}\tau_{yz} \\ \gamma_{zx} &= c_{4,4}\tau_{zx} \end{aligned} \quad (2.15)$$

unde  $c_{i,j}$  se numesc coeficienți de deformabilitate și matricea lor este simetrică.

Din relația (2.15) se observă că proprietățile mecanice ale unui material liniar, elastic, izotrop este definit de trei coeficienți care au între ei următoarea relație de legătură:

$$c_{4,4} = 2(c_{1,1} - c_{1,2}) \quad (2.16)$$

În concluzie, rezultă că un material izotrop este caracterizat de două constante.

Pentru determinarea constantelor ce intră în expresiile prezentate trebuie efectuate încercări ale materialului, și dacă în anumite limite se comportă liniar și elastic, poate fi considerat izotrop.

## 2.3 Materiale compozite stratificate.

### 2.3.1 Terminologie

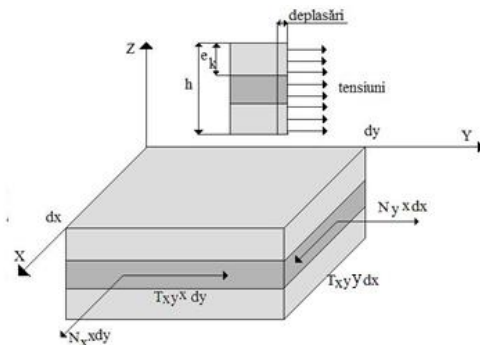
Materialele compozite stratificate este unul dintre cele mai uzuale compozite utilizate. Datorită configurației lor și a numărului redus de constante elastice prin care sunt caracterizate, analiza structurilor realizate din materiale compozite stratificate și armate cu fibre poate fi efectuată cu multă precizie, fiind printre puținele materiale compozite la care calculele de rezistență pot fi efectuate indiferent de complexitatea structurii.

Fibrele aflate în componența compozitelor pot fi: continue (unidireționale, bidireționale, sub formă de țesătură și multidireționale) sau discontinue (unidireționale și orientate întâmplător).

Un material compozit stratificat și armat cu fibre se obține prin lipirea mai multor lamine (straturi) cu orientări diferite ale fibrelor. Dacă două sau mai multe lamine succesive au aceeași orientare a fibrelor, ele formează un grup de lamine.

Așezarea fibrelor în lamine sau grupuri de lamine se face în funcție de performanțele mecanice urmărite pentru structura realizată din materialul respectiv (rigiditate, rezistență la anumite solicitări etc.) conform autorului Dorsette N.[61].

Stratificatul este caracterizat prin numărul de lamine ce intră în alcătuirea sa, precum și prin unghiul  $\theta$  care indică orientarea fibrelor în lamină, Tensiunile normale și tangențiale pe cele trei axe de coordonate, vor fi repartizate ca în figura 2.6. În cazul plăcilor cu armături multistrat, deplasările și tensiunile sunt prezentate schematic în partea de jos a figurii.



**Fig. 2.6** – Tensiuni și deplasări într-o placă multistrat, cu simetrie mediană armată cu fibre de sticlă

În figura 2.6, grosimea totală a plăcii este notată cu  $b$ . Placa este realizată din  $n$  straturi, fiecare strat  $k$ , este considerat având grosimea  $e_k$ .

În cazul plăcilor armate cu fibre de sticlă, dispunerea armăturilor poate fi făcută în două moduri:

- unistrat – armătura este pe un singur strat și este înglobată în matrice.
- multistrat – mai multe armături sunt dispuse în straturi succesive care sunt înglobate în matrice.

Există posibilitatea ca două sau mai multe straturi (lamine) să aibă aceeași orientare, iar atunci ele vor forma un grup de straturi.

În cazul în care mai multe straturi au aceeași orientare, se trece numărul de straturi ca indice, de exemplu:  $[45,0_3,90]$  metodologie prezentată de autorul A.Hadăr [82], [83]. Această simbolizare reprezintă un compozit care conține cinci straturi cu următoarea orientare:

- Un strat în care fibrele sunt orientate la  $45^0$  față de OX.
- Trei straturi în care fibrele sunt orientate la  $0^0$  față de OX.
- Un strat în care fibrele sunt orientate la  $90^0$  față de OX.

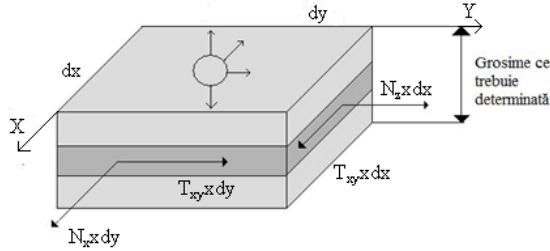
Studiul proprietăților mecanice ale plăcilor de tip PAFS se face în baza următoarelor ipoteze prezentate de Hinton MJ.[92], Almoreanu E[15]:

- Deformațiile datorate încărcărilor sunt reversibile.
- Fiecare punct din corp poate fi considerat că aparține unui sistem de plane numite *Plane Principale* în care acționează *Tensiuni Normale*.
- Direcțiile normale la aceste plane se numesc *Direcții Principale de Tensiune*.
- Un mic corp de formă sferică din interiorul materialului devine elipsoid după aplicarea unei sarcini.

### 2.3.2 Calculul teoretic al tensiunilor și deplasărilor la plăci subțiri de tip PAFS

#### A. Calculul tensiunilor considerând compozitul izotrop.

Rezultantele forțelor care acționează asupra plăcii sunt:  
 $N_x, N_y, T_{xy} = T_{yx}$  (vezi figurile 2.6 și 2.7).



**Fig.2.7** – Tensiunile rezultante la o Placă din fibră de sticlă cu armături dispuse sub unghiuri diferite

Tensiunile normale după axele x și y sunt:

-  $N_x$  : Tensiunile normale rezultante pe direcția x sunt date de formula:

$$N_x = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_x dz = \sum_{k=1}^n (\sigma_x)_k \cdot e_k \quad (2.17)$$

-  $N_y$  : Tensiunile normale rezultante pe direcția y sunt date de formula:

$$N_y = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_y dz = \sum_{k=1}^n (\sigma_y)_k \cdot e_k \quad (2.18)$$

- Tensiunile tangențiale de-a lungul axelor x și y:

$$T_{xy} = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \tau_{xy} dz = \sum_{k=1}^n (\tau_{xy})_k \cdot e_k \quad (2.19)$$

Tensiunile normale  $N_x$  pot fi scrise desfășurat astfel:

$$N_x = A_{11} \varepsilon_x + A_{12} \varepsilon_y + A_{13} \varepsilon_z \quad (2.20)$$

Desfășurat, sub formă matriceală formula (2.17) poate fi scrisă astfel:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} \quad (2.21)$$

Unde:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n E_{ij} e_k = A_{ji} \quad (2.22)$$

Observații:

- Coeficienții  $A_{ij}$  sunt independenți de numărul total de straturi și de numărul stratului la care se face referire.

- Tensiunile normale  $N_x, N_y$  creează distorsiuni unghiulare. Acestea dispar în momentul în care placa este echilibrată din punctul de vedere al forțelor.

În cazul în care armătura este dispusă pe mai multe direcții la unghiurile  $0^\circ, 90^\circ, +45^\circ, -45^\circ$  componenta  $A_{ij}$  va fi exprimată astfel:

$$\frac{1}{b} A_{ij} = E_{ij}^0 p^0 + E_{ij}^{90} p^{90} + E_{ij}^{+45} p^{+45} + E_{ij}^{-45} p^{-45} \quad (2.23)$$

Unde coeficientul  $p$  reprezintă procentajul de straturi orientate sub un anumit unghi.

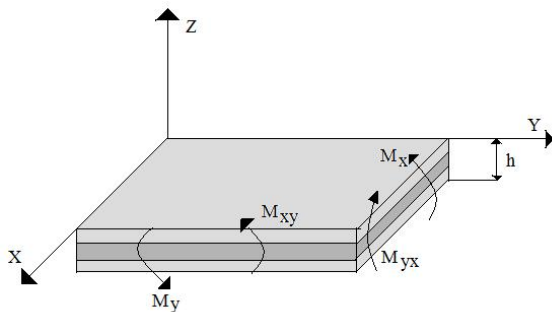
### **B. Calculul deformațiilor considerând compozitul izotrop.**

Deformațiile în fiecare punct al plăcii este considerată a fi după două axe:  $x, y$ . Componentele deplasării unui punct prin proiecțiile după axele de coordonate sunt:  $u, v$ .

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\delta u}{\delta x} \\ \varepsilon_y &= \frac{\delta v}{\delta y} \\ \gamma_{xy} &= \frac{\delta u}{\delta x} + \frac{\delta v}{\delta y} \end{aligned} \quad (2.24)$$

### **C. Calculul momentelor de încovoiere considerând compozitul izotrop.**

Este cazul prezentat în figura 2.8.



**Fig.2.8** – Placă supusă la încovoiere

Momentele rezultante se exprimă cu relațiile:

-  $M_y$  – momentul rezultat după axa  $y$

$$M_y = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_x z dz \quad (2.25)$$

-  $M_x$  – momentul rezultat după axa  $x$

$$M_x = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_y z dz \quad (2.26)$$

-  $M_{xy}$  momentul de încovoiere în lungul axei  $x$  sau  $y$  produce tensiuni tangențiale notate cu  $\tau_{xy}$

$$M_{xy} = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \tau_{xy} z dz \quad (2.27)$$

Matriceal relația de legătură poate fi scrisă sub forma:

$$\begin{Bmatrix} M_y \\ -M_x \\ -M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} \\ -\frac{\delta^2 w}{\delta y^2} \\ -2 \frac{\delta^2 w}{\delta xy} \end{Bmatrix} \quad (2.28)$$

Metodologia de calcul teoretic a deplasărilor, momentelor și tensiunilor este prezentată mai sus, a fost sintetizată din lucrările mai multor autori [71], [83].

#### 2.4 Estimarea proprietăților mecanice ale plăcilor armate cu fibră de sticlă multistrat folosind *regula amestecului*.

Estimarea proprietăților fizico-elastice și mecanice ale materialului compozit se realizează, într-o primă fază plecând de la caracteristicile fiecăruia din constituenți folosind *regula amestecului* prezentată în lucrarea „Composite Materials” a autorului D.Gay.

În general, specificația tehnică a rășinii conține informații referitoare la proprietățile fizico-mecanice ale unui material compozit cu un anumit procent de fibră de sticlă. Acest aspect este reglementat de standardul european ISO 3672-1, și cel american ASTM D5379 [20], [21], și cel britanic BS EN ISO 527 [35], [36], [37].

Spre exemplu: rășina AROPOL M 105 TA, utilizată uzual în industria navală, are indicații separate privind proprietățile mecanice la *tracțiune, flexiune și proprietățile termomecanice* separat, dar se indică și *proprietățile mecanice ale unui compozit cu 30% sticlă* dispuse în 4 straturi de material având densitatea de 1450 g/m<sup>2</sup>. De obicei producătorul indică grosimea stratului de rășină, domeniul de aplicare (eventual și acreditări cu organisme de certificare a calității) precum și metoda de depunere pe armătură .

Procedura de estimare a caracteristicilor fizico-mecanice ale unui material compozit de tip PAFS cu **fibre dispuse unidirecțional** este următoarea (considerându-se materialul ortotrop):

1. Determinarea masei laminei cu formula:

$$m = \rho_f V_f + \rho_m V_m \quad (2.29)$$

2. Calculul grosimii „e” al laminei :

$$e = \frac{m_{of}}{V_f \rho_f} \quad (2.30)$$

3. Calculul modulului de elasticitate in lungul fibrelor:

$$E_l = E_f V_f + E_m V_m \quad (2.31)$$

4. Calculul modulului de elasticitate pe direcție perpendiculara pe direcția fibrei :

$$E_t = E_m \left[ \frac{1}{(1 - V_f) + \frac{E_m}{E_{ft}} V_f} \right] \quad (2.32)$$

5. Calculul modulului de forfecare  $G_{lt}$  se face cu formula:

$$G_{lt} = G_m \left[ \frac{1}{(1 - V_f) + \frac{G_m}{G_{flt}} V_f} \right] \quad (2.33)$$

6. Calculul coeficientului lui Poisson:

$$\nu_{lt} = \nu_f V_f + \nu_m V_m \quad (2.34)$$

7. Calculul rezistenței la rupere a unei lamine pe direcția fibrei sau pe o direcție oarecare:

$$\sigma_{xr} = \frac{1}{\sqrt{\frac{c^4}{\sigma_{lr}^2} + \frac{s^4}{\sigma_{tr}^2} + \left( \frac{1}{\tau_{ltr}^2} - \frac{1}{\sigma_{lr}^2} \right) c^2 s^2}} \quad (2.35)$$

Unde:  $c = \cos \theta$ ;  $s = \sin \theta$

Terminologie:

- $m_{of}$  = masa fibrelor pe unitatea de suprafața ( $kg/m^2$ )
- $\rho_f$  = densitatea fibrei.
- $\rho_m$  = densitatea matricei.
- $E_t$  = modulul de elasticitate al fibrei.
- $E_f$  = modulul de elasticitate al fibrei.
- $E_m$  = modulul de elasticitate al matricei.
- $V_f, V_m$  = volumul fibrei respectiv volumul matricei.
- $\nu_f, \nu_m$  = coeficienții lui Poisson pentru fibre și pentru matrice.
- $V_f, V_m$  = volumul fibrei respectiv volumul matricei.
- $E_{ft}$  = modulul de elasticitate al fibrei pe o direcție transversala pe cea a fibrei.
- $G_{flt}$  = modulul de forfecare(modulul de elasticitate transversal al fibrei).
- $\sigma_{lr}, \sigma_{tr}, \tau_{ltr}$  = valorile tensiunilor de rupere ale laminei pe direcția fibrelor de armare, pe o direcție perpendiculară pe cea a fibrelor, respectiv tensiunea de rupere prin forfecare în planul Olt al laminei..

Procedura de estimare a caracteristicilor fizico-mecanice ale unui material compozit de tip PAFS cu **fibre dispuse bidirecțional** este :



1. Determinarea masei laminei cu formula:

$$m = \rho_f V_f + \rho_m V_m \quad (2.37)$$

2. Determinarea grosimii echivalente pe fiecare direcție:

$$e_{urzeala} = e \times \frac{n_1}{n_1 + n_2} = k \times e \quad (2.38)$$

$$e_{umplutura} = e \times \frac{n_2}{n_1 + n_2} = (1 - k) \times e$$

3. Se calculează  $V_f, V_m$  cu relațiile:

$$V_f = \frac{\text{volumul\_fibrei}}{\text{volum\_total}} \quad (2.39)$$

$$V_m = 1 - V_f$$

4. Calculul modulelor de elasticitate pentru urzeală și pentru umplură cu relațiile:

$$E_x \approx k \times E_1 + (1 - k) \times E_y; E_x \approx k \times E_t + (1 - k) \times E_l; G_{xy} = G_{lt}$$

5. Calculul modulului de forfecare  $G_{lt}$  cu formula:

$$G_{lt} = G_m \left[ \frac{1}{(1 - V_f) + \frac{G_m}{G_{flt}} V_f} \right] \quad (2.41)$$

6. Calculul coeficientului lui Poisson:

$$\nu_{xy} \approx \frac{\nu_{lt}}{\left( k + (1 - k) \frac{E_l}{E_t} \right)} \quad (2.42)$$

7. Calculul rezistenței la rupere a unei lamine pe direcția fibrei sau pe o direcție oarecare,  $X$ .

$$\sigma_{xr} = \frac{1}{\sqrt{\frac{c^4}{\sigma_{lr}^2} + \frac{s^4}{\sigma_{tr}^2} + \left( \frac{1}{\tau_{ltr}^2} - \frac{1}{\sigma_{lr}^2} \right) c^2 s^2}} \quad (2.43)$$

unde:

$$\begin{aligned} c &= \cos \theta \\ s &= \sin \theta \end{aligned} \quad (2.44)$$

### Terminologie.

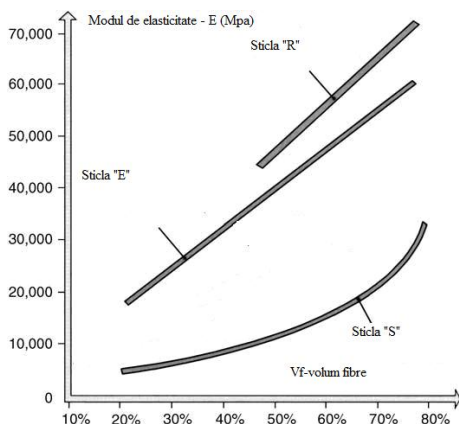
- e = numărul total de straturi

-  $n_1, n_2$  = numărul de fibre tip urzeală și respectiv umplutură/unitate de suprafață.

$$- k = \frac{n_1}{(n_1 + n_2)}$$

-  $V_f$  = volumul fracțiunilor de fibră.

Grafic, modul de variație a modului de elasticitate în funcție de volumul de fibră de sticlă, pentru diferite calități de fibre este ilustrat în figura 2.9.



**Fig. 2.9** - Modul de variație a modului de elasticitate în funcție de volumul de fibră de sticlă

În concluzie:

- Estimarea caracteristicilor fizico-elastice și mecanice ale materialului compozit se realizează, într-o primă fază plecând de la caracteristicile fiecăruia din constituenți folosind *regula amestecului* sau poate fi folosită cu o bună aproximație în cazul în care nu avem la dispoziție alte mijloace tehnice pentru determinarea principalelor caracteristici mecanice.

- Se folosesc două modalități de calcul simple, pentru estimarea proprietăților mecanice: una pentru *armătură unidirecțională* și una pentru *armătură bidirecțională*.

- Rezistențele la rupere ale laminei se determină experimental considerând comportarea materialului ca fiind liniar elastic.

- Armătura materialului testat reprezintă un procent de 30% din masa totală a plăcii.

- Testele de rezistență se fac în conformitate cu standardul NF T 51-034 sau ASTM D 3039.

- În cazul formării compozitului sub presiune, în matriță este importantă temperatura și presiunea la care este presată matricea.

## 2.5 Bazele teoretice ale calcului analitic pentru compozitele stratificate plane.

Stările de tensiune și deformații existente în structurile realizate din materiale compozite sunt necesare atât pentru etapa de proiectare a semifabricatului cât și pentru exploatare.

După cum am arătat, materialele compozite armate cu fibre sunt considerate ca fiind materiale *ortotrope cu izotropie transversală*.

Prin urmare pentru proiectarea lor sunt folosite două categorii de metode de calcul:

- Metode analitice
- Metode numerice.

### 2.5.1 Metode analitice

La studiul analitic al unei structuri realizate din materiale compozite este important *tipul de material și tipul de structură* așa cum prezintă Bathe K.J [26], Cardon A. [40], Chapman C.[42].

#### 2.5.1.1 Teorii și criterii de calcul

##### A. Teorii

În literatura de specialitate sunt prezentate mai multe teorii aplicabile în calculul analitic al plăcilor plane realizate din materiale compozite. În general, în funcție de material și de tipul de solicitare, este posibil ca *direcțiile principale* ale materialului respectiv, ale tensiunilor și deformațiilor să nu coincidă între ele.

##### 1. Teoria Tensiunilor Maxime.

În această teorie se pornește de la premiza că ruperea unei lamele compozite se produce atunci când *cel puțin una din componentele tensiunilor de pe direcțiile axelor principale depășește nivelul limitei corespunzătoare de rezistență a materialului*.

##### 2. Teoria deformațiilor maxime.

Conform acestei teorii cedarea structuri se produce atunci când cel puțin una din componentele deformațiilor specifice pe direcțiile principale ale materialului depășește valoarea corespunzătoare deformației limită [1], [23], [76].

Determinarea rezistenței unui material compozit stratificat armat cu fibre de sticlă se bazează pe analiza stării de tensiuni din fiecare lamină în parte și pe estimarea rezistenței fiecărei lamine.

Criteriile după care se fac aceste analize se numesc *criterii de cedare*.

În literatura de specialitate sunt întâlnite peste 30 de criterii de cedare, care se clasifică în trei grupe mari conform [71], [169], [170], [184], [189]:

Criteriile de cedare (rupere) pot fi clasificate în trei mari grupe:

- ***criteriile limită*** – conform cărora ruperea survine atunci când unul dintre parametrii – tensiuni sau deformații – atinge starea limită;

- ***criteriile interactive*** – acestea consideră că ruperea survine atunci când este satisfăcută o formulă cuadrică a tensiunilor, prezicând numai momentul inițierii ruperii, nu și modul de rupere;

- ***criteriile polinomial-tensoriale*** – ca și criteriile precedente, pot prezice numai momentul inițierii ruperii. Pentru evaluarea termenilor interactivi este necesară efectuarea unor încercări biaxiale. Acești termeni trebuie definiți cu precauție.

## **B1. Criteriile limită**

### **1. Criteriul tensiunilor maxime.**

Conform acestui criteriu, într-un corp supus unei stări spațiale (plane) de tensiune, ruperea se produce atunci când una dintre componentele  $\sigma_1, \sigma_2$  sau  $\tau_{12}$  atinge valoarea limită a tensiunii la solicitarea de tracțiune (compresiune).

### **2. Criteriul deformației specifice maxime.**

Este un criteriu similar precedentului, condițiile pentru tensiuni fiind înlocuite cu condiții pentru deformații specifice maxime.

### **3. Criteriul lui Stowell-Liu.**

Acest criteriu face parte din categoria criteriilor limită a laminei, spre deosebire de tensiunea de rupere pe o direcție perpendiculară pe direcția fibrelor  $Y_M$ , și de tensiunea de forfecare  $S_M$ , care sunt considerate tensiuni limită ale matricei.

### **4. Criteriul lui Prager.**

Conform acestui criteriu, tensiunile limită pe o direcție perpendiculară pe cea a fibrelor, ca și cele de forfecare, nu sunt independente ca în situația precedentă, ci sunt într-o permanentă interacțiune.

## **B2. Criterii interactive**

### **1. Criteriul Tsai-Hill.**

Acest criteriu reprezintă o generalizare a criteriului izotrop al lui Von Mises pentru materiale ortotrope. Este unul dintre criteriile cele mai folosite .

### **2. Criteriul lui Marin.**

Acest criteriu este o generalizare a criteriului lui Von Mises. În anul 1956, Marin a propus o extindere a criteriului energiei potențiale de deformație, în care a inclus termeni ce iau în calcul diferența dintre tensiunile maxime de curgere la tracțiune și compresiune într-un material ortotrop.

### **3. Criteriul lui Azzi-Tsai.**

Acest criteriu reprezintă o simplificare a criteriului lui Hill, Azzi și Tsai considerând lamina izotropă în planul  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ , ceea ce implică  $Y = Z$ .

### **4. Criteriul lui Hoffman.**

În anul 1967 Hoffman a modificat ecuația propusă de Hill, incluzând termeni liniari, pentru a lua în considerare tensiunile de rupere la tracțiune și la compresiune [11], [132].

### **5. Criteriul lui Franklin.**

Franklin a modificat criteriul lui Marin pentru a depăși limitarea acestuia [11], [132].

O teorie de rupere general valabilă în proiectare trebuie să includă efectele comportării neliniare atunci când aceasta se produce, ca și efectele datorate diferenței dintre rezistența la tracțiune și cea la compresiune.

## **B3. Criteriile polinomial-tensoriale**

### **1. Criteriul Tsai-Wu.**

Tsai și Wu au propus un criteriu de rupere polinomial-tensorial și l-au considerat un criteriu general pentru materialele anizotrope.

Wu a arătat că majoritatea criteriilor menționate mai sus nu sunt decât cazuri particulare și forma propusă de autorii lor reprezintă un polinom de gradul doi în raport cu tensiunile exprimate în reperul de ortotropie.

### **2. Criteriul lui Gol'denblat-Kopnov.**

Pentru materialele anizotrope, Gol'denblat și Kopnov au propus un criteriu pornind de la modelul materialelor izotrope. [11], [132].

## **2.6 Concluzii**

► La studiul analitic al unei structuri realizate din materiale compozite este important *tipul de material și tipul de structură*.

► Metodele analitice sunt metode precise cu amendamentul ca *orice ieșire din cadrul ipotezelor ce definesc modelul va duce la creșterea erorilor rezultatelor obținute*.

► Metodele numerice pot fi aplicate unei clase mai generale de probleme.

► Dintre metodele numerice cele mai cunoscute amintim *Metoda elementelor finite* (MEF). O altă metodă utilizată în analiza structurilor din materiale compozite este *Metoda cologației*.

► În literatura de specialitate sunt întâlnite peste 40 de teorii referitoare la studiul compozitelor cele mai utilizate și ușor de aplicat fiind *Teoria tensiunilor maxime* și *Teoria deformațiilor maxime*.

► Determinarea rezistenței unui material compozit stratificat armat cu fibre de sticlă se bazează pe analiza stării de tensiuni din fiecare lamină în parte și pe estimarea rezistenței fiecărei lamine.

► Criteriile după care se fac aceste analize se numesc *criterii de cedare*.

► Cel mai uzual criteriu folosit este *Criteriul Tsai=Hill*.

► Cu toate că în literatura de specialitate sunt propuse mai multe criterii dar trebuie ales cel optim astfel încât *rezultatele obținute să fie cât mai aproape de cele experimentale*.

## CAPITOLUL 3

### SOLICITAREA DE IMPACT ASUPRA MATERIALELOR COMPOZITE.

#### **Obiectivele capitolului:**

- ▶ Introducere în teoria impactului.
- ▶ Comportamentul la impact al placilor multistrat confecționate din PAFS, și defectele apărute.
- ▶ Delaminarea. Mecanismul apariției fenomenului de delaminare, considerând materialul compozit izotrop.
- ▶ Metoda Elementului Finit (MEF) aplicată în cazul solicitării de impact. Modelul liniar și neliniar.
- ▶ Considerarea anizotropiei (ortotropiei) și izotropiei la poliester armat cu fibră de sticlă (PAFS).

#### **3.1 Introducere în teoria impactului.**

Din punct de vedere teoretic, solicitarea de impact face parte din categoria solicitărilor dinamice. Un material sau o piesă este supusă la o solicitare dinamică atunci când se află în orice altă mișcare în afară de mișcarea de translație rectilinie și uniformă, și se ciocnește cu o altă piesă sau când asupra sa acționează o forță variabilă în timp conform autorilor Abrate S. [8], Goose J.H [77].

Solicitarea de impact apare la piesele care se ciocnesc, sau la orice acționare bruscă asupra sa, atunci când accelerațiile cresc într-un timp foarte scurt de la zero la o valoare mare. În această situație nu se cunoaște legea de variație a accelerației deci nu se pot introduce forțe de inerție (d'Alembert).

Șocul, sau impactul are loc când vitezele punctelor ce aparțin unui corp variază brusc, rezultând deformații ale corpului. Deformațiile pot fi, în funcție de mărimea forței în domeniul elastic sau în domeniul plastic. Deoarece valorile mari ale forțelor scad repede în timp sunt greu de evaluat. De asemenea impactul produce și un efect mult mai complex ce se repercutează asupra întregului corp prin deformări și oscilații amortizate.

În privința comportamentului materialelor se poate afirma că materialele tenace se comportă mult mai bine decât cele fragile. La baza calculului la impact, stă principiul conservării energiei, în care lucrul mecanic de deformație se regăsește sub formă de energie de deformație. Deformația elastică se propagă cu o viteză comparabilă cu cea a sunetului, fiind corespunzătoare fiecărui tip de material. La impact viteza corpului care lovește scade până la zero într-un interval de timp extrem de scurt, iar

deformația nu se propagă în întregul corp, ci se concentrează doar în zona în care a avut loc impactul.

După această fază deformația se propagă în întregul corp, obținându-se deformații cu caracter aleatoriu. În cazul nostru vom studia numai cazul solicitării la impact în domeniu elastic. Ca date inițiale ale procesului se admit următoarele ipoteze ce sunt prezentate de numeroși autori dintre care amintim pe Jeronimidis G [105] și Talug A. [182]:

- corpul care lovește este considerat neelastic.
- legătura dintre forțele dinamice și deplasările dinamice sunt aceleași ca în cazul forțelor și deformațiilor statice.

Diferența față de solicitarea statică este aceea că în cazul impactului, tensiunile statice vor fi multiplicare cu un coeficient  $\zeta > 1$  ce este considerat identic în tot corpul.

Această teorie este aplicată materialelor **izotrope**.

Considerând că asupra unei plăci din PAFS acționează o forță P, legea conservării energiei este:

$$T = W + E_1 \quad (3.1)$$

unde:

- W - energia potențială de deformație a corpului lovit
- $E_1$  - energia cinetică de mișcare a corpului care lovește

Formula (3.1) este valabilă dacă se neglijează pierderile prin căldură și vibrațiile sonore.

În cazul pendulului, ignorând masa elementului lovit, coeficientul dinamic capătă următoarea expresie:

$$\zeta = \frac{v}{\sqrt{g \cdot P \cdot \Delta_{st}}} \quad (3.2)$$

unde:

- v - viteza de impact.
- g - accelerația gravitațională.
- P - masa corpului.
- $\Delta_{st}$  - deplasarea corespunzătoare aplicării forței statice.

În principiu, la orice material dorim să aflăm care este tensiunea maximă la care un corp nu prezintă deteriorări ale suprafeței. Acest lucru se exprimă astfel:

$$\sigma_{lim} < \sigma_{adm} \quad (3.3)$$

Unde:

- $\sigma_{lim}$  - tensiunea limită (maximă) a materialului;
- $\sigma_{adm}$  - tensiunea maximă admisibilă la rupere.

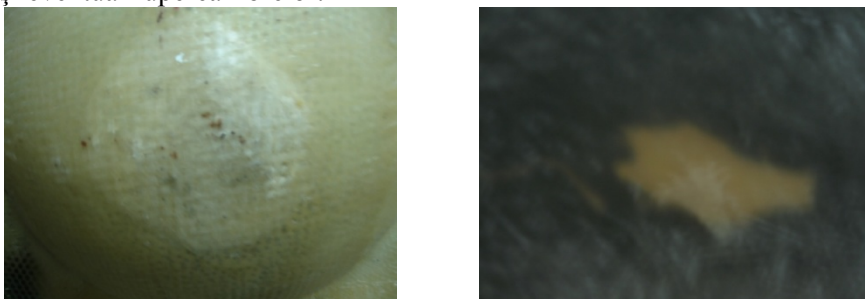


Pentru materialele uzuale  $\sigma_{adm}$  este cunoscut, iar pentru materialele speciale acesta este determinat experimental.

Studiul în sine al ruperii prin impact se face descompunând fenomenul în două etape distincte conform autorilor Dave R. [57], Davies G.A. [58], Ladeveze P. [117], Pistre F. [146], Jen M. [104]:

- Etapa ruperii (dislocării) inițiale, sau a fisurării (First Ply Failure)
- Etapa ruperii finale (Ultimate Laminata Failure).

Cercetările în domeniu arată că prima etapa (a ruperii inițiale) apare în momentul impactului compozitului cu un corp exterior. În acest moment apare o distrugere a primului strat de lamine, prin apariția de fisuri în rășină și eventual ruperea fibrelor.



**Fig. 3.1** Distrugerea primului strat de lamine observată în cazul experimentelor efectuate pe plăci curbe și plane

De asemenea se constată că fisurarea influențează atât laminele aflate spre interiorul compozitului cât și o suprafață adiacentă destul de mare din jurul corpului care a produs impactul.

În suprafața aflată în vecinătatea punctului de impact, apar fisuri doar la nivelul straturilor superficiale, dar care reprezintă puncte de amorsa pentru dezvoltarea fisurilor ulterioare și implicit se va produce ruperea.

În etapa a doua are loc ruperea efectivă a primului strat de lamine și propagarea fisurilor și apariția ruperii și a celorlalte straturi, practic compozitul fiind deteriorat.

Fisurile apărute în apropiere se măresc, apărând distrugeri și la nivelul laminelor din imediata vecinătate.

Factorul principal care primează, este considerat *forța de impact* și mai puțin geometria corpului care produce impactul.

Se consideră că dacă în urma impactului are loc o fisurare (etapa ruperii inițiale), avariile pot fi remediate după un anumit timp, fără a fi influențată o suprafață mare de material. Având în vedere acest fapt, în industria navală se recomandă a se evita șocurile a căror valoare este mai mare de 0,4 % din tensiunile care produc dislocările inițiale conform datelor indicate de autorul

Finn S. în lucrarea [65]. Cu toate acestea compozitul aflat în oricare din aceste etape se consideră avariat.

Calculul tensiunilor se face utilizând criteriu Tsai-Hill .

Tensiunile limită se calculează cu formula:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{h} \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} \quad (3.4)$$

După calculul tensiunilor limită, aplicând valoarea coeficientului dinamic corespunzător materialului studiat se obține valoarea coeficientului de siguranță.

În cazul materialelor compozite stratificate trebuie să se facă următoarele precizări:

- Modulele de elasticitate transversale și longitudinale sunt diferite în momentul în care a apărut fisura și au valorile :

$$\begin{aligned} E_{\text{fisurare}} &= 0,1 \cdot E_{\text{initial}} \\ G_{\text{fisurare}} &= 0,1 \cdot G_{\text{initial}} \\ \nu_{\text{fisurare}} &= 0,1 \cdot \nu_{\text{transversal}} \end{aligned} \quad (3.5)$$

Valorile tensiunilor admisibile sunt destul de greu de stabilit, și este valabil pentru fiecare tip de material compozit în parte. Acestea sunt în funcție de :

- caracteristicile mecanice ale fibrelor de sticlă.
- caracteristicile mecanice ale matricei.

### 3.2 Considerarea anizotropiei, ortotropiei și izotropiei la poliesterul armat cu fibră de sticlă (PAFS).

O parte a studiului materialelor compozite se referă la aflarea caracteristicilor mecanice și de material folosind metode statice. Aflarea diferiților parametri este folosită nu numai în viitoarele calcule de rezistență a compozitului ci, se poate trage o concluzie și asupra comportamentului acestora. În literatura de specialitate autori ca Aitharaju V.R. [13], sau lucrarea Departamentului de Apărare a SUA [59] prezintă informații asupra comportamentului compozitelor de tip PAFS, în funcție de materialul din care este realizată armătura și de tehnologia de realizare. Astfel, și în cazul compozitelor stratificate armate cu fibre de sticlă comportarea poate fi diferită în funcție de tipul de fibre ( sticlă "E", "S", "R", sticlă și Kevlar, sticlă și carbon ), tehnologia de realizare ( formare manuală sau în vid), procentul de armătură raportat la masa totală a compozitului.

Pornindu-se de la legea generalizată a lui Hooke:

$$\{\sigma\} = [C] \cdot \{\varepsilon\} \quad (3.6)$$

sau :

$$\{\varepsilon\} = [S] \cdot \{\sigma\} \quad (3.7)$$

în funcție  $[C]$  care reprezintă de matricea rigidităților sau  $[S]$  matricea complianțelor se poate considera compozitul ca având o comportare anizotropă, ortotropă sau izotropă.

Legătura dintre mtricea complianțelor și matricea rigidității este  $[S] = [C^{-1}]$

În tabelul 3.1 este redată legea generalizată a lui Hooke pentru cele trei tipuri de materiale.

**Tab.3.1** – Legea generalizată a lui Hooke pentru materiale anizotrope, ortotrope, izotrope.

Material	Legea generalizată a lui Hooke
Material Anizotrop	$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_y} & -\frac{\nu_{xz}}{E_z} & \frac{\eta_{x,xy}}{G_{xy}} & \frac{\eta_{x,xz}}{G_{xz}} & \frac{\eta_{x,xz}}{G_{yz}} \\ -\frac{\nu_{yz}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_z} & \frac{\eta_{y,xy}}{G_{xy}} & \frac{\eta_{y,xz}}{G_{xz}} & \frac{\eta_{y,xz}}{G_{yz}} \\ -\frac{\nu_{zx}}{E_x} & -\frac{\nu_{zy}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & \frac{\eta_{z,xy}}{G_{xy}} & \frac{\eta_{z,xz}}{G_{xz}} & \frac{\eta_{z,xz}}{G_{yz}} \\ \frac{\eta_{xy,x}}{E_x} & \frac{\eta_{xy,y}}{E_y} & \frac{\eta_{xy,z}}{E_z} & \frac{1}{G_{xy}} & \frac{\lambda_{xy,xz}}{G_{xz}} & \frac{\lambda_{xy,yz}}{G_{yz}} \\ \frac{\eta_{xz,x}}{E_x} & \frac{\eta_{xz,y}}{E_y} & \frac{\eta_{xz,z}}{E_z} & \frac{\lambda_{xz,xy}}{G_{xy}} & \frac{1}{G_{xz}} & \frac{\lambda_{xz,yz}}{G_{yz}} \\ \frac{\eta_{yz,x}}{E_x} & \frac{\eta_{yz,y}}{E_y} & \frac{\eta_{yz,z}}{E_z} & \frac{\lambda_{yz,xy}}{G_{xy}} & \frac{\lambda_{yz,xz}}{G_{xz}} & \frac{1}{G_{yz}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix}$

Material Ortotrop	$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_y} & -\frac{\nu_{xz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{yz}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{zx}}{E_x} & -\frac{\nu_{zy}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{xz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{yz}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix}$
Material Izotrop	$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix}$

În figura 3.2 sunt redată deformările compozitelor supuse tracțiunii și încovoierii.

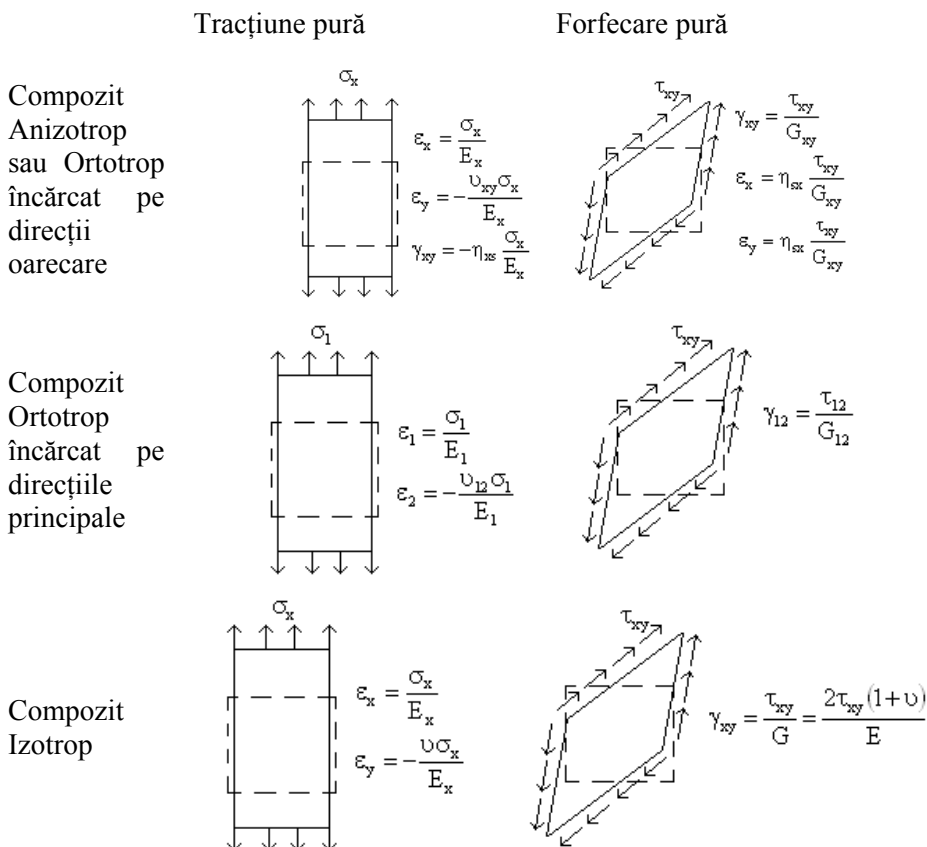


Fig. 3.2 – Deformațiile compozitului anizotrop, ortotrop și izotrop

### Observații particulare

#### Materiale anizotrope

- pentru caracterizarea completă a materialului este necesară cunoașterea a 36 de termeni.
- $\eta_{i,jk}$  reprezintă coeficientul de alunecare longitudinal. Primul coeficient reprezintă direcția de încărcare, iar cel de-al doilea coeficient reprezintă rotația față de axe.
- $\lambda_{ij,jk}$  reprezintă coeficientul de alunecare transversal. Primul și al doilea coeficient reprezintă rotația față de axe.

- pentru fiecare plan în parte există un modul de elasticitate longitudinal  $E_{ij}$  și de un modul de elasticitate transversal  $G_{ij}$

#### Materiale ortotrope

- pentru caracterizarea completă a materialului este necesară cunoașterea a 12 de termeni.

- ortotropia este un caz particular de anizotropie. Un material poate fi considerat ortotrop, dacă are cel puțin două plane ortogonale de simetrie în care proprietățile sunt independente de direcție, în fiecare plan.

- pentru fiecare plan în parte există un modul de elasticitate longitudinal  $E_{ij}$  și de un modul de elasticitate transversal  $G_{ij}$ .

#### Materiale izotrope

- pentru caracterizarea completă a materialului este necesară cunoașterea a 3 de termeni.

- aceste materiale au un singur coeficient de elasticitate longitudinal și unul transversal, indiferent de planul în care ne situăm.

### **Observații generale.**

- considerând o încărcare aplicată longitudinal asupra unei plăci dintr-un material izotrop, se realizează o întindere a acestuia pe direcția aplicării sarcinii și o îngustare pe direcția transversală sarcinii. Aplicând același tip de încărcare unui material anizotrop, se creează în plus o și o distorsiune unghiulară față de întinderea de pe direcția longitudinală și îngustarea de pe direcția transversală.

### **3.3 Solicitarea dinamică de impact a structurilor din materiale compozite. Metode de studiu.**

În existența sa, o structură poate fi ciocnită de diferite obiecte străine în timpul proceselor de fabricație, reparație sau funcționare. Un astfel de exemplu de impact se întâlnește în cazul acostărilor la cheu a navelor confecționate din materiale compozite.

În acest caz, vitezele de impact sunt mici, dar masa corpului (denumirea generică a corpului care realizează impactul) este mare. Structurile din materiale compozite laminate sunt mai susceptibile la deteriorările rezultate în urma impactului decât structurile metalice. În ceea ce privește structurile compozite, impacturile creează deteriorări interne care adesea nu se pot observa cu ochiul liber. Aceste deteriorări interne pot cauza reduceri serioase ale rezistenței și pot avansa sub încărcări. Deteriorările interne reprezintă

microfisuri în structura materialului care se traduc prin centre de amorsare a fisurilor. De aceea, efectele solicitării de impact asupra acestor structuri trebuie înțelese și, în consecință, trebuie luate măsuri corespunzătoare încă din faza de proiectare.

Un prim pas în înțelegerea efectului provocat de ciocnirea unui obiect de o structură este precizarea răspunsului dinamic al structurii la această solicitare de impact. Acest lucru se realizează prin dezvoltarea unor modele matematice ce țin cont de mișcarea structurii, mișcarea proiectilului și deformațiile locale ce apar în zona de impact. Astfel, poate fi selectată una din teoriile de bare, plăci sau membrane disponibile, iar deformațiile locale pe direcția grosimii structurii sunt luate în considerație prin utilizarea unei legi de contact corespunzătoare. Legile de contact stabilesc legătura între *forța de contact și amprenta sau distanța definită de mișcarea relativă* între corpul care lovește și structura lovită. Alegerea unei anumite metode teoretice sau **modele matematice** de analiză structurală trebuie să ia în considerație și efectele unor factori ca deformațiile din forfecare și torsiune.

### 3.3.1 Comportamentul la impact al plăcilor multistrat confecționate din PAFS, și defectele apărute.

Studiul asupra comportării la impact și defectele apărute la materialele compozite armate cu fibre, sunt mult mai greu de apreciat față de materialele metalice datorită complexității structurii. În cazul materialelor compozite principalele defecte care apar în urma impactului sunt prezentate în literatură de către mai mulți autori dintre care amintim, Adam M. [9], Mukherje Y. [137], Reifsnider K.L. [157], Sun C.T. [178], Tan P. [181], Warrior N.A. [194], Whitcomb J.D. [199], și sunt următoarele:

- posibilitatea ruperii fibrelor prin întindere;
- posibilitatea ruperii fibrelor prin compresiune;
- fisurarea frontală a stratului de rășină;
- fisurarea transversală a stratului de rășină;
- delaminări.

Având în vedere multitudinea posibilităților de rupere, problema comportamentului la impact a materialelor compozite se complică destul de mult, metodele predictive reprezintă o alternativă a studiului la impact. Cel mai des utilizate sunt metodele numerice, deoarece pot fi implementate în diferite variante software, folosite pentru simularea impactului și analiza urmărilor impactului.

#### **Metoda de studiu implicită.**

Este utilizată în general pentru o analiză mai simplă, și cu bune rezultate în cazul încărcărilor statice sau dinamice liniare. De asemenea nu se poate face o analiză a ruperii. Aceasta metodă, de obicei este suficientă pentru

estimarea modului de comportare a compozitului, având în vedere că în domeniul naval încărcările sunt în general cunoscute. Principul metodei este acela de a discretiza structura în mai multe elemente asupra carora se va face studiul, urmând ca în final să rezulte valori la nivelul nodurilor unde încărcările sunt maxime. Fiecare element va avea o matrice de rigiditate care depinde de relațiile constitutive ale materialului și de natura acestuia. În final va rezulta o matrice de rigiditate care va caracteriza întreaga structură.

#### **Metoda de studiu explicită.**

Este o metodă introdusă recent, cu bună aplicabilitate software, și care a devenit foarte populară pentru cazul încărcărilor dinamice liniare și neliniare mai ales când contactul dintre corpuri se face într-o modalitate mai complicată sau timpul de impact este scurt. Majoritatea software-urilor de analiză prin MEF au la baza aceasta variantă de metodă, cum este și cazul COSMOS/M [4].

Diferența dintre cele două metode constă în aceea că pe lângă discretizarea structurii în noduri, aceste sunt conectate între ele printr-o rețea de tip plasă numită în limba engleză- *mesh*.

#### **3.3.3 Elemente de mecanica delaminării.**

Delaminarea reprezintă unul dintre cele mai des întâlnite defecte care apar în urma impactului, și apare când forța de impact depășește valoarea limitei de elasticitate a materialului. Delaminarea apare la limita de separație dintre lamine și matrice reprezentând ultima etapă înaintea ruperii compozitului. În această etapă compozitul absoarbe o cantitate mare de energie, provenită în urma impactului. Fenomenul poate fi simulat folosind metoda numerică explicită de studiu. Pentru aceasta se discretizează structura care urmează a fi studiată, în mai multe elemente, studiul făcându-se la nivelul nodurilor. Elementele discretizate sunt interconectate utilizându-se o serie de condiții, care depind de caracteristicile mecanice ale materialului studiat și de matricea de rigiditate globală. Pentru studiul fenomenului trebuie făcute următoarele observații:

- materialul este considerat izotrop deoarece observațiile se fac într-un singur plan
- se stabilesc nodurile din același plan față de care se stabilesc deplasările și se constituie în așa numite noduri *master*.
- se stabilesc nodurile adiacente nodurilor *master*, numite *slave* asupra cărora se aplică studiul.



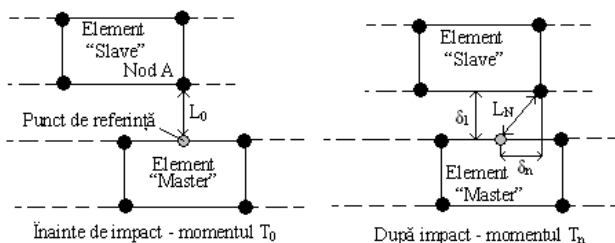


Fig. 3.3 – Mecanica delaminării

Mecanica delaminării este diferențiată în doua etape:

- Etapa I – când are loc începerea procesului de rupere (faza inițială) – momentul  $T_0$ ;
- Etapa II – când procesul se încheie și are loc ruperea – momentul  $T_n$ .

Energia care este absorbită în timpul impactului este egală cu aria triunghiului a cărui laturi reprezintă tensiunea maximă și deplasarea maximă, conform figurii 3.4.

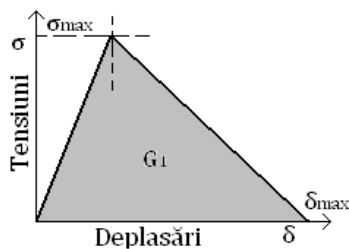


Fig. 3.4 – Diagrama de legătură tensiuni – deformații la delaminare

### 3.4 Metode Numerice pentru calculul structurilor din materiale compozite.

Deoarece metodele analitice prezintă un grad ridicat de complexitate, este aproape imposibil aplicarea acestor metode pentru o varietate mare de structuri. Acest lucru a condus la soluționarea problemelor legate de calculul structurilor din materiale compozite cu ajutorul metodelor numerice. Se înlătură astfel necesitatea scrierii și rezolvării unor ecuații complexe cu derivate parțiale ce caracterizează materialele compozite. Metodele numerice de calcul au avantajul de a fi aplicabile unor clase mai generale de probleme. Dintre metodele numerice, metoda elementelor finite (MEF) ocupă un loc important în analiza structurilor realizate din materiale compozite, în general, ori din materiale compozite stratificate și armate cu fibre, în special.

Celelalte metode numerice clasice de calcul al structurilor (metoda fâșiilor finite, metoda elementelor de frontieră, metoda diferențelor finite etc.)

se folosesc foarte rar, din cauza dificultăților create de caracterul anizotrop al acestor materiale, sau în cazuri particulare. Aceste metode sunt prezente în lucrările autorilor Ladeveze P.[117], și Marciuk I. [127]

### **I. Metoda elementelor finite**

Direcțiile cele mai semnificative de studiu a comportării structurilor confecționate din materiale compozite pot fi enumerate ca fiind:

- cercetări care urmăresc o formulare cât mai generală a metodei elementelor finite din punct de vedere matematic, cu scopul elaborării unor teorii valabile pentru o categorie cât mai mare de materiale compozite ori structuri din materiale compozite;

- formularea unor criterii care să ducă la evaluarea și reducerea erorilor de aproximare, specifice metodelor numerice de calcul;

- elaborarea unor noi tipuri de elemente finite pentru analiza structurilor realizate din materiale compozite, mai eficiente atât din punct de vedere al volumului de muncă, dar mai ales în ceea ce privește convergența rezultatelor obținute prin metoda elementelor finite către soluția exactă;

- realizarea și dezvoltarea unor programe moderne de calcul al acestor structuri, în ceea ce privește complexitatea structurilor și a solicitărilor acestora, modernizarea introducerii datelor de intrare (generarea automată a nodurilor și elementelor, meniuri adecvate și ușor de utilizat), crearea unor facilități legate de preprocesarea datelor și de postprocesarea rezultatelor analizelor cu aceste programe, relaționarea acestora cu programe de interes general;

- crearea unor programe care să includă posibilități de optimizare a structurilor realizate din materiale compozite având în vedere criterii de greutate, rigiditate, rezistență, preț de cost;

- realizarea unor programe bazate pe metoda elementelor finite pentru efectuarea unor calcule postcritice ale structurilor în vederea stabilirii capacității portante a acestora, fără modificarea datelor de intrare;

- aplicarea metodei elementelor finite la nivelul laminelor materialelor compozite stratificate și armate cu fibre pentru depistarea precisă atât a deteriorărilor apărute în structura compozitului, cât mai ales a naturii acestora.

### **II. Metoda fâșiilor finite**

Metoda fâșiilor finite (MFF) poate fi considerată drept o versiune specializată a metodei elementului finit. Metoda fâșiilor finite, dezvoltată de Y.K.Cheung, oferă o cale eficientă de a

**determina tensiunile critice de stabilitate elastică a plăcilor.**

Singura diferență între MEF și MFF constă în **modul de discretizare a structurii**.

MFF utilizează doar un singur element pentru a modela corpul în direcția longitudinală a acestuia (este cazul corpurilor cu o dimensiune – lungimea- mult mai mare decât celelalte două) pe când MFF utilizează mai multe elemente.

### 3.5 Concluzii.

► În prezentul capitol au fost prezentate două modele de calcul matematic a tensiunilor din lamine ale materialelor compozite, și anume:

- Modelul liniar.
- Modelul neliniar.

► Materialele de tip PAFS sunt calculate folosind modelul liniar. Pentru calculul tensiunilor pot fi folosite două metode:

- Metoda elementului finit
- Metoda fâșiilor finite.

► Metoda uzual folosită este Metoda elementului finit (MEF).

► Principalele cercetări în domeniul MEF ținesc următoarele direcții:

- Formulări cât mai exacte cu scopul elaborării unor teorii valabile pentru o categorie cât mai mare de materiale compozite.

- Formularea unor criterii care să reducă erorile de aproximare specifice metodelor numerice de calcul (regula cifrelor mici).

- Reducerea timpului de lucru pentru elaborarea unor structuri.

- Posibilitatea de a transpune software sistemul de calcul.

- Crearea unor programe care să includă posibilități de optimizare a structurilor pe baza criteriilor de rezistență, rigiditate, greutate și nu în ultimul rând economic.

- Aplicarea MEF la nivelul laminelor materialelor compozite pentru depistarea precisă a deteriorărilor, dar mai ales a cauzelor care au produs deteriorările.

În final, va trebui să determinăm valori pentru tensiuni și deplasări în cazul impactului unei mase de greutate cunoscută cu un material de tip PAFS. Legătura dintre deformații și tensiuni se face pe baza matricei de rigiditate. Având în vedere faptul că modalitatea de calcul este complicată, iar MEF permite transpunerea software (cum este sistemul Cosmos/M care a fost utilizat), au fost realizate instrumente eficiente pentru obținerea valorilor tensiunilor și a deplasărilor, care au la bază cele prezentate în acest capitol, în condițiile criteriilor de cedare din Capitolul 2.

► Optimizarea grosimii laminelor se poate transpune și ea în variantă software, în acest fel micșorându-se foarte mult volumul de calcul.

► Studiul solicitării la impact, pentru plăcile de tip PAFS, necesită instrumente de calcul performante pentru ca rezultatele obținute să fie relevante și pentru a reflecta cât mai bine caracteristicile materialului.

► Tendința actuală este aceea ca materialul să fie optimizat încă din faza de proiectare și să corespundă cerințelor de ordin tehnic și economic. Prin urmare, în momentul de față au apărut o mare diversitate de instrumente ajutătoare care estimează cu o bună precizie comportamentul diferitelor materiale în condiții reale.

► Deoarece literatura în literatura de specialitate nu apar date concrete referitoare la un calcul detaliat al structurilor din materiale compozite la impact, s-a preferat folosirea MEF pentru studiul plăcilor din PAFS.

► În ceea ce privește considerarea anizotropiei, ortotropiei și izotropiei la poliester armat cu fibră de sticlă (PAFS) în acest capitol a fost particularizată legea generalizată a lui Hooke, pentru materialele compozite cu comportare anizotropă, ortotropă și izotropă exemplificându-se și câteva tipuri de compozite.

## CAPITOLUL 4

### CONTRIBUȚII LA STUDIUL COMPORTĂRII LA IMPACT A UNOR STRUCTURI PLANE ȘI CURBE CONFEȚIONATE DIN PAFS, FOLOSIND MODELĂRI NUMERICE.

#### Obiectivele capitolului:

- ▶ Realizarea epruvetelor necesare efectuării testului de tracțiune și efectuarea experimentelor pentru materialul compozit, în vederea determinării caracteristicilor mecanice a materialului compozit studiat (PAFS).
- ▶ Determinarea pentru armătură și matricea folosită, a caracteristicilor mecanice de material. Determinarea optimului raportului masă armătură / masă rășină pentru obținerea unor caracteristici mecanice superioare ale materialului compozit (PAFS).
- ▶ Considerarea materialului compozit de tip PAFS ca un material anizotrop (ortotrop) – izotrop.
- ▶ Determinarea prin calcul a coeficientului de amortizare structurală pentru materialele compozite (PAFS).
- ▶ Modelarea numerică a șocului asupra unor plăci plane și curbe realizate din PAFS.

#### 4.1 Determinarea experimentală a caracteristicilor mecanice.

Aceste caracteristici sunt necesare pentru modelările numerice. Un material este caracterizat din punct de vedere mecanic, dacă sunt cunoscute următoarele elemente:

1. Modulul de elasticitate longitudinal (modulul lui Young)  $- E [\text{Pa}]$
2. Coeficientul de contracție transversală  $- \nu$
3. Rezistența la rupere  $- \sigma_r [\text{Pa}]$
4. Alungirea specifică longitudinală  $- \epsilon_l \left[ \frac{\text{m}}{\text{m}} \right]$
5. Densitatea compozitului  $- \rho \left[ \frac{\text{kg}}{\text{dm}^3} \right]$

Cunoscând caracteristicile materialului, se poate trece la realizarea modelului numeric folosind MEF, cu ajutorul programului Cosmos/M.

De asemenea s-a pornit de la ipoteza că materialele compozite sunt considerate **izotrope**, în condiții specificate în Capitolul 2.

Pentru modelarea numerică a comportării la impact a structurilor confecționate din PAFS a fost necesară determinarea caracteristicilor de material. Experimentele au fost efectuate pe eşantioane din plăci PAFS, având structura constructivă de mai jos:

- 3 straturi de armături din sticla “E”, fibre lungi (benzi) dispuse la 0-30<sup>0</sup>, 0-45<sup>0</sup>, 0-60<sup>0</sup> și 0-90<sup>0</sup> (structură plană de armătură);

- Rășină AROPOL M 105 TA produs de firma “ASHLAND” Inc. cu

densitatea  $\rho = 1100 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ ;

- Grosimea semifabricatului a rezultat de aproximativ 4 milimetri;

- Tehnologia de obținere a semifabricatului: formare manuală.

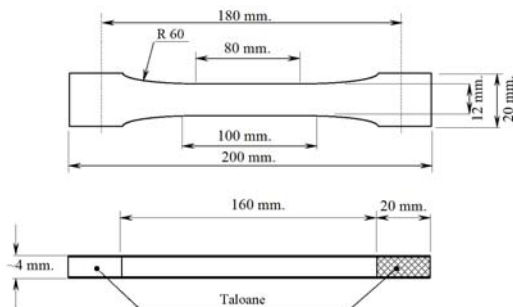
Prima etapă în verificarea caracteristicilor mecanice ale unui compozit sunt **testele statice**. Acestea se fac pe probe prelevate din materialul de testat (eprovete), pe mașini de tracționat. Astfel, au fost realizate epruvete care au fost solicitate axial, la mașina de tracționat de 5000 N tip M350 – 5AT, produsă de firma Testometric Company Ltd. din Marea Britanie, dotată cu videoextensometru. Această mașină se află în cadrul Catedrei “Tehnologia Construcțiilor de Mașini” a Universității ”Dunărea de Jos” din Galați. Modelul M350 – 5AT, este un echipament modern, având o cursă activă a bacurilor de prindere de 1000 milimetri, și este prevăzută cu un computer echipat cu sistemul software WinTest Analysis care monitorizează întregul sistem. De asemenea acest sistem este dotat și cu un software adițional necesar pentru crearea rapoartelor, numit WinTest Reports.

Pentru determinarea caracteristicilor de material s-au avut în vedere etapele:

### 1. Realizarea epruvetelor.

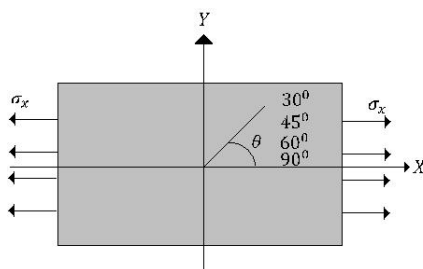
Epruvetele au fost prelevate din plăci cu caracteristicile geometrice (grosime, număr de straturi de fibre) prezentate în acest paragraf. Aceste epruvete au realizate din plăci plane de PAFS care au fost confecționate folosind diferite procentaje de masă de fibră de sticlă în raport cu totală masă placă. Plăcile au fost realizate la SC SPAT BOATS SA Galați folosindu-se următoarele procente de masă de fibră de sticlă: 25%, 30%, 35%, 40% din totalul masei compozitului. Metoda generală de încercare la tracțiune pentru materialele plastice și compozite este cuprinsă într-un pachet de cinci standarde. Standardul SR EN ISO 527-1 stabilește principiile generale pentru determinarea, în condiții definite, a proprietăților de tracțiune a materialelor plastice și ale compozitelor. Metodele sunt utilizate pentru studierea comportării la tracțiune a epruvetelor și pentru determinarea rezistenței la tracțiune, a modulului la tracțiune și a altor aspecte ale relațiilor tensiune – deformație la tracțiune în

condiții definite. Conform standardului SR EN ISO 527, au fost realizate epruvete tip 1B având caracteristicile din figura 4.1.



**Fig. 4.1 – Epruvetă pentru încercarea la tracțiune.**

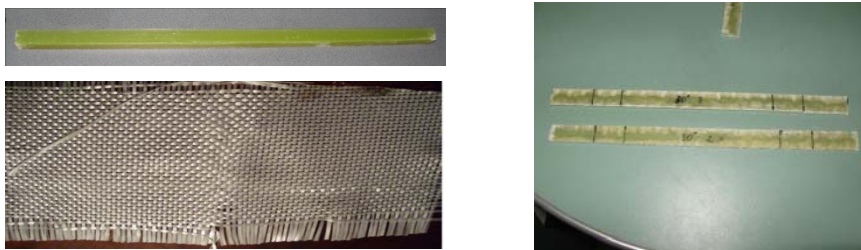
Direcțiile împâsliturii din fibră de sticlă au fost  $30^{\circ}$ ,  $45^{\circ}$ ,  $60^{\circ}$  și  $90^{\circ}$  ca în figura 4.2.



**Fig. 4.2 – Dispunerea fibrelor față de direcția forței de tracțiune.**

Pentru teste au fost folosite un număr de 20 de epruvete din fiecare tip, având laminele dispuse sub unghiurile indicate în figura 4.2.

În figura 4.3 sunt prezentate eșantioane de rășină sub formă de baghetă cu latura de 20 milimetri și PAFS sub formă de fâșii, înainte de prelucrarea epruvetelor cu dispunerea laminelor sub unghiul de  $30^{\circ}$ .



**Fig. 4.3 – Eșantion de rășină, împâslitură și placă cu dispunerea laminelor la**

unghiul  $\theta = 30^0$

În figura 4.4 este prezentată o vedere de ansamblu a mașinii de tracționat cu videoextensometru, având o epruvetă pregătită pentru test.

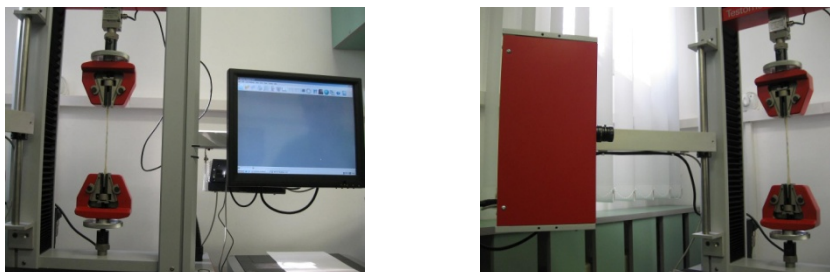


Fig. 4.4 - Mașina de încercat la tracțiune de 5000 N

## 2. Solicitarea la tracțiune a epruvetelor, obținerea și interpretarea rezultatelor experimentale.

Mașina de tracționat este prevăzută cu o cameră de luat vederi ultrarapidă, cu o viteză de preluare a cadrelor de 7 milisecunde. Un sistem de achiziție, cu software specializat măsoară tensiunile și deformațiile corespunzătoare fiecărui cadru luat de cameră, astfel încât în final se obține un raport complet asupra caracteristicilor materialului

În final, rezultatele sunt prelucrate în mod automat de către calculator, obținându-se o medie a acestora, așa cum sunt exemplificate în Anexa 1. De asemenea rezultatele sunt salvate sub forma unui fișier de tip text, parțial pe măsura creșterii forței de tracționare. Înregistrările realizate sunt prezentate în tabelele 1, 2, 3, 4 din Anexa 1.

S-au efectuat încercări experimentale pe toate tipurile de materiale cu procentaje diferite de fibră de sticlă. În tabelele de mai jos sunt prezentate aceste rezultate.

**Tabelul 4.1** - Valori obținute experimental pentru materialul cu 25% fibră de sticlă.

Unghi	Modulul lui Young E [Pa]	$\sigma_r$ [Pa]	Forța de rupere [N]	Alungire pe direcția axei longitudinale [mm]
0-30 <sup>0</sup>	9.635,361	175,256	3.566,88	2,129
0-45 <sup>0</sup>	9.544,354	162,989	3.465,56	2,427
0-60 <sup>0</sup>	5.756,360	103,876	2.089,44	4,615
0-90 <sup>0</sup>	16.775,354	183,717	4.040,73	2,176

**Tabelul 4.2** -Valori obținute experimental pentru materialul cu 30% fibră de sticlă.



Unghi	Modulul lui Young E [Pa]	$\sigma_r$ [Pa]	Forța de rupere [N]	Alungire pe direcția axei longitudinale [mm]
0-30 <sup>0</sup>	10.344,213	185,185	3.777,76	1,717
0-45 <sup>0</sup>	10.320,98	174,243	3.554,56	1,850
0-60 <sup>0</sup>	6.840,00	105,639	2.155,02	3,876
<b>0-90<sup>0</sup></b>	<b>18.844,312</b>	<b>197,412</b>	<b>4120,33</b>	<b>1,512</b>

**Tabelul 4.3** - Valori obținute experimental pentru materialul cu 35% fibră de sticlă.

Unghi	Modulul lui Young E [Pa]	$\sigma_r$ [Pa]	Forța de rupere [N]	Alungire pe direcția axei longitudinale [mm]
0-30 <sup>0</sup>	10.856,478	187,457	3.878,98	1,275
0-45 <sup>0</sup>	10.998,543	180,488	3.677,605	1,360
0-60 <sup>0</sup>	7.283,882	106,509	2.287,87	2,680
0-90 <sup>0</sup>	21.011,548	210,756	4.205,64	1,013

**Tabelul 4.4** - Valori obținute experimental pentru materialul cu 40% fibră de sticlă.

Unghi	Modulul lui Young E [Pa]	$\sigma_r$ [Pa]	Forța de rupere [N]	Alungire pe direcția axei longitudinale [mm]
0-30 <sup>0</sup>	11.088,565	188,552	3.983,42	1,123
0-45 <sup>0</sup>	11.988,654	182,677	3.703,871	1,052
0-60 <sup>0</sup>	7.821,332	107,422	2305,56	1,159
0-90 <sup>0</sup>	22.451,665	215,892	4.389,98	1,003

Dintre aceste rezultate s-au păstrat caracteristicile mecanice cu bune valori pentru raportul dintre *forța de rupere* - *alungirea pe direcția axei longitudinale*. Acest raport corespunde compozitului cu 30% fibre (tabelul 4.2) din masa totală.

Valorile din tabelele de mai sus reprezintă *valori medii*, așa cum au fost prezentate în rapoartele mașinii de tracționat pentru cazul compozitului cu 30 % fibră (Anexa1).

Din analiza graficelor Anexei 1, și a valorilor numerice tragem următoarele concluzii:

- Comportarea materialului compozit analizat este una liniar elastică. De aici se poate concluziona că materialul PAFS luat în considerare a parcurs toate etapele tehnologice de *îmbătrânire* (au trecut cel puțin 20 de zile de la producere);

- Ruperea nu se realizează brusc ci treptat, după cum se observă în tabelele anexei 1 care conțin valorile forței de aplicare, a alungirii în funcție de timp;
- Conform tabelului 4.2 cele mai bune valori medii au fost obținute pentru epruveta având laminele orientate la  $0-90^0$  față de direcția de aplicare a forței.

### 3. Calculul coeficientului de contracție transversal (coeficientul lui Poisson) și al modului de contracție transversal (G).

Având în vedere faptul că comportarea materialului este liniar elastică, și cunoscând valorile deformațiilor specifice transversale și longitudinale utilizând relația de proporționalitate în valoare absolută, dintre cele două alungiri, determinăm coeficientul de contracție transversal (coeficientul lui Poisson) – relația 4.1:

$$\varepsilon_t = -\nu\varepsilon_l \quad (4.1)$$

Pentru materialul studiat coeficientul lui Poisson are valoarea:  
 $\nu = 0,25$

Densitatea compozitului:  $\rho = 1650 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ .

Modulul de elasticitate transversală va rezulta din egalitatea dată de relația:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (4.2)$$

Pentru epruvetele realizate din PAFS cu împâslitura dispusă la  $90^0$ , caracteristicile mecanice principale sunt centralizate în tabelul 4.5.

**Tabelul 4.5** – Valori pentru PAFS cu împâslitura dispusă la  $90^0$ .

Material	Modulul lui Young E [Pa]	Coeficientul lui Poisson $\nu$	$\sigma_r$ [Pa]	Modul de forfecare transversal $G_{lt}$ [Pa]
Compozit armat cu fibră de sticlă $0-90^0$	18.844,312	0,25	197,412	7.537,724

Aceste valori reprezintă datele de intrare pentru studiul teoretic și experimental al plăcilor care vor fi analizate.

## 4.2 PAFS – comportare izotropă sau anizotropă ?

### 4.2.1. Generalități.

Pentru studiile efectuate în continuare a fost necesară stabilirea tipului de material folosit: anizotrop, ortotrop sau izotrop. Vor fi analizate două posibilități:

1. Placă plană confecționată din PAFS considerată ca fiind formată din straturi succesive de rășină și armătură numit în continuare ”material în straturi”. Acestea vor avea proprietăți mecanice diferite pe două direcții perpendiculare. Acest lucru conduce la considerarea materialului ca fiind ortotrop;

2. Placă plană confecționată din PAFS considerată ca fiind formată dintr-un material cu caracteristici mecanice identice pe toate direcțiile numit în continuare ”material omogen”.

Programele de analiză cu elemente finite au un caracter *predictiv*. Sunt utilizate în faza de proiectare a compozitelor deoarece permit analize detaliate, rapide și cu un grad de eroare mic față de modelul real, evident în ideea în care datele de intrare sunt cât mai apropiate sau aceleași cu cele din realitate.

Majoritatea programelor de predicție tratează următoarele probleme:

- determinarea stării de tensiune și de deformație la materialele solicitate mecanic și/sau termic;
- răspunsul dinamic al structurilor;
- neliniarități geometrice și de material;
- instabilitatea structurilor și studiul problemelor de contact.

Avantajul utilizării unui astfel de software este acela că pot fi comparate diferite materiale încă din faza de proiectare. Pe baza rezultatelor obținute se poate concluziona dacă materialul se comportă corespunzător și apoi se vor efectua teste de laborator pe eșantioane. Pornindu-se de la această idee, s-a realizat comparația dintre cele două tipuri de compozite, utilizându-se modelarea numerică folosindu-se programul COSMOS/M realizat de firma The Structural Research and Analysis Corporation [29],[64].

### 4.2.2. Modelări numerice

Pentru simularea numerică se va considera o încărcare statică cu o forță cunoscută, aplicată în centrul plăcii din compozit realizată din straturi succesive de rășină – armătură.

#### 4.2.2.1 Placa plană considerată confecționată din material ortotrop (“straturi”). Discretizarea și analiza statică a modelului.

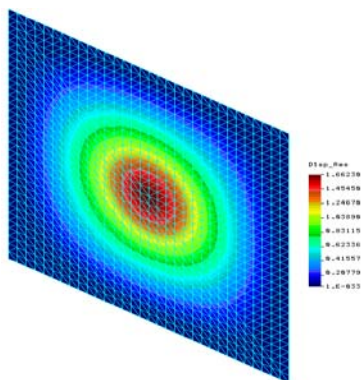
##### Date de intrare

- Dimensiunea plăcii - 800x800 mm
- Modul de elasticitate longitudinal -  $E_l = 18.844,312 \text{ Pa}$
- Modul de elasticitate transversal -  $E_t = 17.131,19 \text{ Pa}$
- Coeficientul lui Poisson -  $\nu = 0,25$
- Grosime compozit -  $g = 4 \text{ mm}$
- Grosimea unui strat de fibră -  $g_{\text{armătură}} = 0,9 \text{ mm}$
- Grosimea unui strat de rășină -  $g_{\text{rășină}} = 0,7 \text{ mm}$
- Număr de straturi: - 5 – rășină – armătură
- Forța aplicată: - 65 N (6,5 kgf)
- Procent armătură din total masă compozit: - 30%
- Densitate compozit: -  $\rho = 1650 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

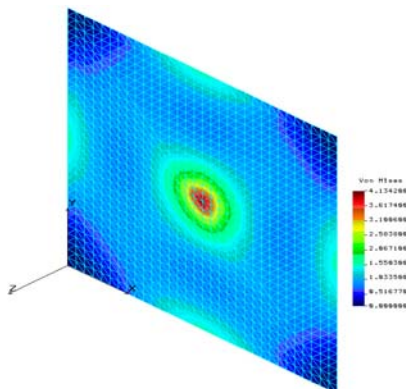
##### Discretizare

- În modelarea anizotropiei (ortotropiei) s-a considerat modulul de elasticitate transversal  $E_y$ , micșorat cu 10% față de  $E_x$ . În literatura de specialitate, conform studiilor făcute de Departamentul de Apărare a SUA [59], pentru diferite materiale compozite armate cu fibre de sticlă, acest procent variază între 10% și 75% , în funcție de tehnologiile de formare și tipul de rășină ales.

În modelarea numerică pentru cazul prezentat s-au utilizat elementele de placă și membrană, de tip Shell3L. Acest tip de element este recomandat la modelarea materialelor cu comportare ortotropă, respectiv a structurilor tip membrană tridimensională solicitată la încovoiere conform indicațiilor din manualul de utilizare al COSMOS/M. Discretizarea structurii s-a făcut într-un număr de 1086 de noduri. În urma analizei, variația deplasărilor și tensiunilor este prezentată în figurile 4.5 și 4.6.



**Fig.4.5** – Variația deplasărilor  
Deplasarea maximă  
 $Z_{\max} = 1,66 \text{ mm}$ .



**Fig.4.6** – Variația tensiunilor  
Tensiunea maximă = 4,13 MPa.

#### 4.2.2.2 Placa plană considerată confecționată din material izotrop ("omogen"). Discretizarea și analiza statică a modelului.

Pentru simulare se va considera o încărcare statică cu o forță cunoscută, aplicată în centrul plăcii din compozit realizată din straturi succesive de armătură.

##### Date de intrare

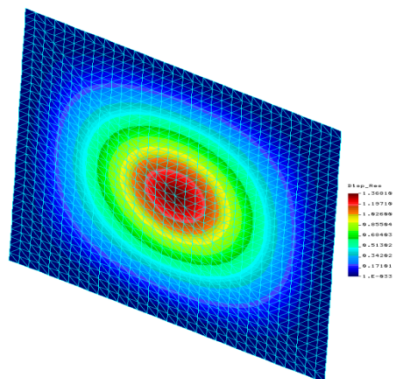
- Dimensiunea plăcii: - 800x800 mm;
- Modul de elasticitate longitudinal-  $E_1 = 18.844,312 \text{ Pa}$ ;
- Modul de elasticitate transversal-  $E_t = 0$ ;
- Coeficientul lui Poisson-  $\nu = 0,25$ ;
- Grosime compozit -  $g = 4 \text{ mm}$ ;
- Grosimea unui strat de fibră -  $g_{\text{armătură}} = 0,9 \text{ mm}$ ;
- Grosimea unui strat de rășină -  $g_{\text{rășină}} = 1,3 \text{ mm}$ ;
- Număr de straturi - 3 straturi armătură;
- Forța de încovoiere aplicat- 65 N (6,5 kg);
- Procent armătură din total masă compozit- 30%.
- Modul de fixare a plăcilor studiate:- încastrare

##### Discretizare

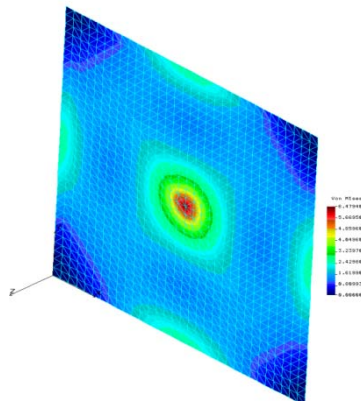
- Considerarea izotropiei s-a realizat introducând modulul de elasticitate  $E_y = 0$ .

În modelarea numerică pentru cazul prezentat s-au utilizat elementele de placă și membrană, de tip Shell3T. Acest element are 3 noduri putând fi alcătuit din maxim 50 de straturi din materiale diferite și cu orientări diferite ale direcțiilor principale de elasticitate. tridimensionale structurale și termice.

Pentru calculul structural fiecare nod are șase grade de libertate. Discretizarea structurii s-a făcut într-un număr de 1086 de noduri. Forța a fost aplicată în centrul plăcii. În urma analizei, variația deplasărilor și tensiunilor este prezentată în figurile 4.7 și 4.8.



**Fig.4.7** – Variația deplasărilor  
Deplasarea maximă  $Z_{\max} = 1,36$  mm.



**Fig.4.8** – Variația tensiunilor  
Tensiunea maximă = 6,47 MPa.

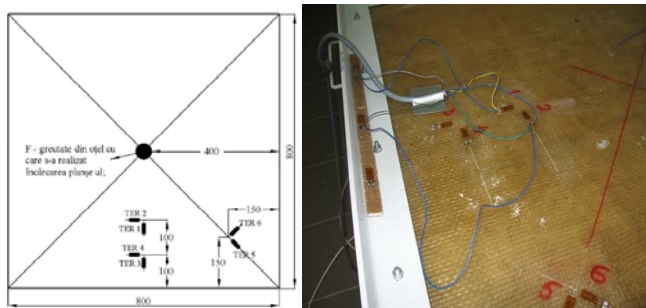
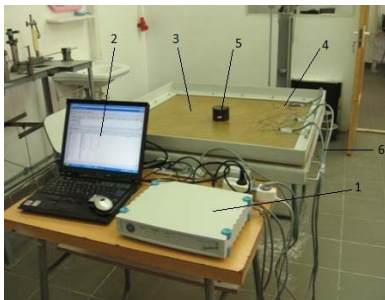
#### 4.2.3 Compararea rezultatelor modelării. Concluzii.

Centralizarea datelor obținute din analiza numerică a celor două modele este prezentată în tabelul 4.7.

**Tabel 4.7** – Compararea rezultatelor.

Model	Deplasări maxime [mm]	Abatere straturi față de omogen	Tensiuni maxime [MPa]	Abatere straturi față de omogen
Placă tip PAFS realizată din ”straturi”	1,66	22%	4,13	64%
Placă tip PAFS realizată ”omogen”	1,36		6,47	

Pe placa plană au fost amplasate 6 mărci tensometrice așa cum se poate vedea în figura 4.9. Încărcarea plăcii s-a realizat prin intermediul unei mase cunoscute de 6,5 kg. Deformațiile în centrul plăcii au fost măsurate cu ajutorul unui comparator. Rezultatele măsurătorilor sunt prezentate în tabelul 4.8.



**Fig.4.9** – Stand de testare încercare statică

Standul de încercare statică prezentat în figura 4.9 cuprinde următoarele elemente:

- 1 – aparat tensometric Spider 8 (de la Hottinger);
- 2 – Laptop cu software-ul Catman Express 3.1;
- 3 – Specimen din material compozit;
- 4 – Mărci tensometrice;
- 5 – Masă cu greutatea de 6,5 kg;
- 6 – Cabluri tensometrice.

**Tabel 4.8** - Rezultate experimentale.

Tensiuni normale [MPa] măsurate la mărcile				Deformație [mm] în centrul plăcii
1	2	3	4	
4,63	3,74	3,87	3,18	1,44

Din analiza rezultatelor modelării numerice pentru zonele unde au fost amplasate mărcile tensometrice (elementele 112, 159, 214, 261 din discretizare) se obțin datele din tabelul 4.9.

**Tabel 4.9**- Rezultate numerice.

Materialul	<b>Tensiuni normale [MPa] calculate în elementele</b>			
	112	159	214	261
“straturi”	3.62	3.15	2.95	2.27
“omogen”	4,39	3,58	3,73	2,94

**Tabelul 4.10 - Abateri.**

Materialul		<b>Tensiuni normale [MPa]</b>			
			112	159	214
		1	2	3	4
	Măsurate	4.63	3.74	3.87	3.18
“straturi”	Calculate	3.62	3.15	2.95	2.27
“omogen”		4.39	3.58	3.73	2.94
		<b>Abateri (măsurat / calculat [%])</b>			
“straturi”		28%	19%	31%	40%
“omogen”		5%	4%	4%	8%

Din analiza rezultatelor modelărilor numerice și a verificării experimentale (tabelul 4.10) se poate deduce că materialul luat în studiu PAFS poate fi considerat izotrop.

În cercetările ulterioare din această lucrare se va considera PAFS ca fiind izotrop.

### **4.3 Analiza la impact folosind programul COSMOS/M.**

#### **4.3.1. Modelări numerice. Generalități.**

Modelările numerice folosind Metoda Elementului finit, experimentele au fost făcute pentru următoarele tipuri de plăci realizate din material compozit:

- I. Placă plană fără osatură.
- II. Placă curbă.
- III. Placă plană cu osatură pe o singură direcție.
- IV. Placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare.

În acest capitol se vor realiza modelările numerice folosind programul Cosmos/M, simulându-se comportarea la impact a celor patru tipuri de panouri enumerate mai sus.

Luând în considerare natura fenomenului de ciocnire a și a forței de impact, care este variabilă în timp, s-a efectuat cu ajutorul programului COSMOS/M analiza dinamică neliniară a specimenelor, pentru fiecare caz de încărcare corespunzător fiecărei testări experimentale realizate. În ceea ce



priveste metodologia modelării numerice, au fost consultate lucrările următorilor autori: Bigaud D. [29], Domnișoru L. [60], Năstăsescu V. [139], Suemasu H. [176], Sun C.T. [177].

#### 4.3.2. Metodologia modelării numerice a diferitelor structuri din PAFS, și răspunsului dinamic al plăcilor confecționate din PAFS.

În cele ce urmează este prezentată metodologia modelării numerice și a răspunsului dinamic al plăcilor confecționate din poliester armat cu fibră de sticlă cu următoarele etape:

1. Generarea modelelor 3D-CAD;
2. Generarea modelelor 3D-FEM. Discretizarea structurilor;
3. Definirea proprietăților de material;
4. Aplicarea condițiilor de margine;
5. Definirea amortizării structurale;
6. Aplicarea forței de impact variabile în timp;
7. Cazuri de încărcare. Rezultate modelare numerică.

##### 1. Generarea modelelor 3D-CAD

Generarea modelelor 3D-Cad s-a efectuat utilizând programul de desenare Autocad, ulterior realizându-se importul acestora folosind facilitățile date de Cosmos/M [29],[64].

Din punct de vedere dimensional plăcile supuse testelor au caracteristicile din tabelul 4.11 iar modul de prindere considerat : **încastrare**.

**Tabel 4.11** – Caracteristici dimensionale ale plăcilor testate.

	Numărul straturilor de armătură	Grosimea unui strat de armătură [mm]	Dimensiune placă [mm]	Dimensiune osatură [mm]
Placă plană fără osatură	3	0,9	4x800x800	-
Placă curbă	3	0,9	4xØ300	-
Placă plană cu osatură pe o singură direcție	3	0,9	4x800x800	7x50x100
Placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare	3	0,9	4x800x800	7x50x100

## 2. Generarea modelelor 3D- MEF. Discretizarea structurilor.

### I. Placa plană fără osatură

În modelarea numerică s-au utilizat elementele de placă și membrană, de tip Shell4T cu 4 noduri. Elementul Shell4T are capacități de membrană și încovoiere pentru analiza modelelor tridimensionale structurale și termice. Pentru calculul structural fiecare nod are șase grade de libertate. În figurile 4.10 și 4.11 este redată placa plană fără osatură în vedere frontală și spațială.

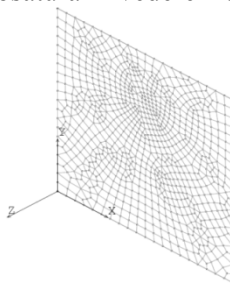
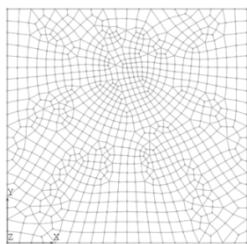


Fig. 4.10 - Vedere 2D. Fig. 4.11 – Vedere 3D.

Modelele 3D-FEM au fost generate automat, folosind elemente patrulate, cu discretizare mai fină în jurul punctelor de impact, în care acționează forța de impact, iar deformația va fi maximă.

### II. Placă curbă

În mod asemănător planșeului plan, în cazul plăcii curbe s-a adoptat același tip de elemente, Shell4T, și același procedeu de modelare, prin discretizarea mai fină în jurul punctului de impact, situat în vârful suprafeței curbe. Modelul 3D-FEM al planșeului curb este reprezentat în figurile 4.12 și 4.13. Se poate observa că a fost modelată doar porțiunea tridimensională curbă a planșeului, suprafața plană din jurul ei fiind exclusă datorită prezenței unor platbenzi care asigură încastrarea pe conturul acestei porțiuni. Platbenzile au fost dispuse pe placa aflată pe standul de test pentru realizarea condițiilor de margine.

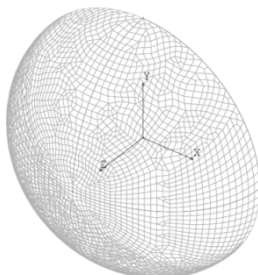
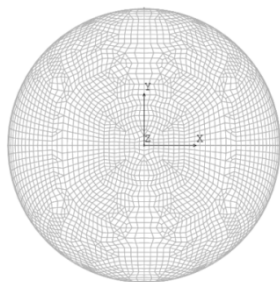


Fig. 4.12- Vedere 2D

Fig. 4.13 - Vedere 3D

### III. Placă plană cu osatură pe o singură direcție.

Elementul de tip placă cu osatură a fost generat în mod similar, modulul Shell4T, placa fiind discretizată într-un număr de 2000 de elemente și un număr de 2091 de noduri.

În figurile 4.14 și 4.15 au fost reprezentată placa cu osatură pe o singură direcție în varianta spațială și discretizată (model MEF).

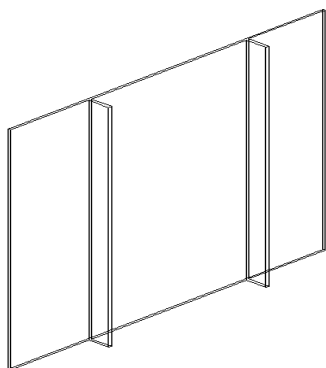


Fig. 4.14 – Variantă 3D

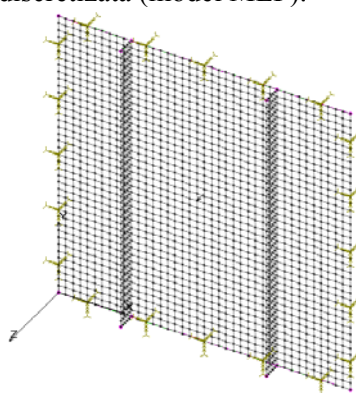


Fig.4.15 – Variantă discretizată

### IV. Placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare.

Elementul de tip placă cu osatură a fost generat în mod similar, modulul Shell4T, placa fiind discretizată într-un număr de 2400 de elemente și un număr de 2481 de noduri.

În figurile 4.16 și 4.17 au fost reprezentată placa cu osatură pe o singură direcție în varianta 3D și MEF 3D.

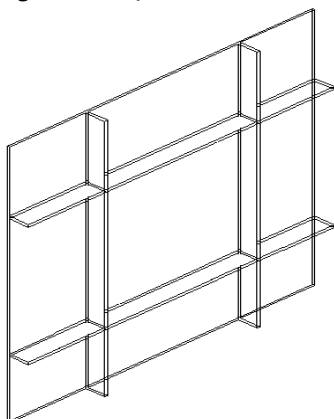


Fig. 4.16 - Variantă 3D

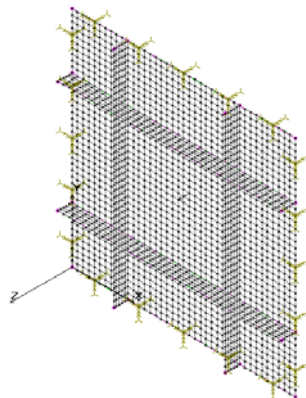


Fig. 4.17 - Variantă discretizată

## 3. Definirea proprietăților de material.

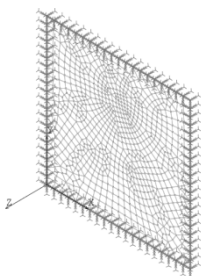
Pentru toate cele patru tipuri de plăci, caracteristicile mecanice au fost determinate și consemnate în tabelul 4.5 iar cele dimensionale în tabelul 4.11.

#### 4. Aplicarea condițiilor de margine.

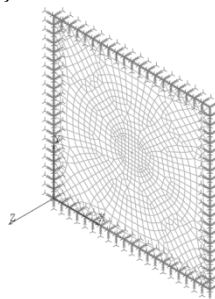
La modul general, s-a considerat că plăcile au fost **încastrate** pe contur. Astfel, toate gradele de libertate ale nodurilor de pe muchii au fost constrânse, după cum se poate observa în figurile de mai jos. Pentru cazul experimental, panourile au fost încastrate pe toate cele patru laturi, dar nu în toate nodurile, ci numai în zonele de prindere în șuruburi. În acest fel, au rezultat 5 puncte de încastrare pentru fiecare latură.

##### I. Placă plană fără osatură.

Pentru acest caz au fost considerate două puncte de impact situate la distanțe diferite de centrul de greutate al piesei. Aceste puncte au fost denumite P1 și P2 și sunt vizibile în figurile 4.18 și 4.19.



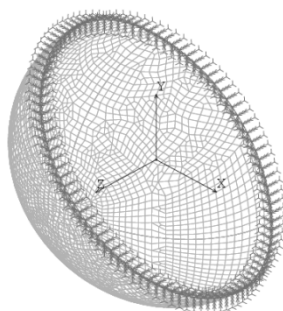
**Fig. 4.18** – Condiții de margine placa plană - impact în P1



**Fig. 4.19** – Condiții de margine placa plană - impact în P2

##### II. Placă curbă.

În cazul plăcii curbe, condițiile de margine au fost realizate din construcția standului, fiind tot încastrate.



**Fig. 4.20-** Condiții de margine placă curbă

### III. Placă plană cu osatură pe o singură direcție.

### IV. Placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare.

Pentru placa plană cu osatură pe o singură direcție și pe două direcții perpendiculare, condițiile de margine au fost realizate identic ca la placa plană fără osatură, și sunt ilustrate în figurile 4.15 și 4.17.

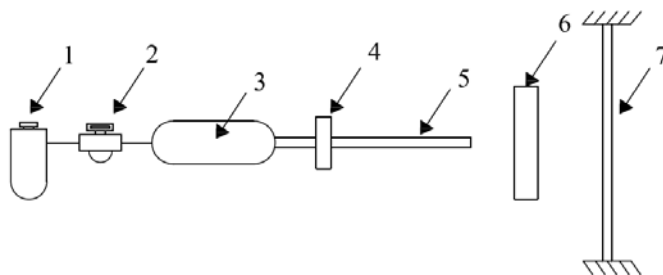
### 5. Aplicarea forței de impact.

Pentru a simula impactul unei structuri cu un obiect se pot folosi mai multe proceduri de testare. Energia cinetică a corpului care lovește materialul testat este un parametru important ce trebuie luat în considerație, însă există și alți diferiți factori care influențează răspunsul dinamic al structurii. Un corp cu masa mare și viteza inițială redusă ar putea să cauzeze mai puține deteriorări decât un corp cu masa mică și viteza inițială ridicată, chiar dacă energiile lor cinetice au aceeași valoare. Într-o anumită situație, impactul poate induce un răspuns dinamic global al structurii, spre deosebire de alte situații când răspunsul dinamic este localizat într-o regiune mică din jurul punctului de impact. De aceea, alegerea unei proceduri de testare la impact corespunzătoare trebuie făcută cu atenție foarte mare, pentru a se asigura că modelul va fi testat în condiții similare cu cele din situația reală.

În momentul de față, sunt utilizate două tipuri de teste, deși multe din caracteristicile mecanismelor de testare diferă. Testele experimentale încearcă să reproducă situațiile reale în condiții controlate. De exemplu, în timpul acostării unei ambarcațiuni părți ale corpului acesteia se pot lovi și cauza deteriorări ale structurii. Situația prezentată se poate asimila cu impactul unei mase la viteze mari asupra unei structuri compozite. În acest caz cea mai bună simulare se realizează prin încercarea la impact prin cădere.

În figura 4.21 este reprezentat mecanismul de testare cu aer comprimat împreună cu elementele lui componente. Aerul comprimat ajunge într-un acumulator la o presiune controlată de un regulator de presiune. Presiunea este eliberată prin intermediul unei valve, prin ruperea unei diafragme subțiri. Corpul parcurge apoi un tub și trece printr-un dispozitiv de înregistrare a vitezei. Un astfel de dispozitiv simplu este constituit dintr-un LED (light emitting diode) și un detector fotometric. Corpul, care are o lungime cunoscută, produce o întrerupere în radiația luminii, iar durata întreruperii în semnalul produs de senzor este folosită pentru a calcula viteza acestuia.

Încercările la impact prin cădere sunt utilizate la scară largă și pot fi de diferite tipuri de standuri.



**Fig. 4.21-**Mecanism de testare la impact cu aer comprimat

Elementele componente sunt:

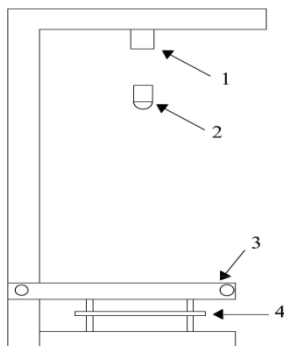
- 1 - filtru de aer.
- 2 - regulator de presiune.
- 3 - acumulator de aer.
- 4 - valvă
- 5 - tub
- 6 - dispozitiv de înregistrare a vitezei
- 7 - specimen.

Cel de-al doilea tip de stand de testare la impact, este cel de tipul gravitațional. În acest caz corpurile sunt ghidate în căderea lor de la o anumită înălțime de un sistem de șine. În mod obișnuit, un senzor activează un dispozitiv mecanic ce are rolul de a împiedica impacturile multiple după ce masa este împinsă înapoi.

Masele de greutate mică sunt lăsate să cadă de la o înălțime cunoscută, fiind uneori ghidate de un tub, ca în figura 4.22.

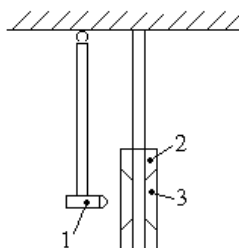
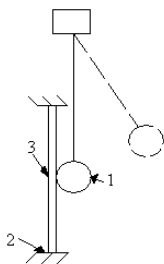
Elementele componente sunt:

- 1 - magnet
- 2 - corp sferic
- 3 - suport
- 4 - specimen



**Fig. 4.22** - Mecanism de încercare la impact prin cădere

O altă variantă o reprezintă sistemele de tip pendul ca cel din Figura 4.23, 4.24 care sunt de asemenea utilizate pentru impact la viteze reduse. Mecanismele de tip pendul sunt constituite dintr-o corp sferic din oțel suspendat de o coardă inextensibilă. Masa sferei este cunoscută. O altă tehnică folosită este aceea în care un corp sferic din oțel suspendat la capătul unei grinzi mobile (Figura 4.26). Grinda este trasă înapoi și apoi eliberată pentru a avea loc impactul.



**Fig. 4.23**- Mecanism de testare de tip pendul cu coardă flexibilă

**Fig. 4.24**- Mecanism de testare de tip pendul pârghie

Pentru acest tip de mecanism, elementele componente sunt:

- 1- corp sferic
- 2 - suportul specimenului
- 3 - specimen

În timpul impactului cu un corp sferic, distribuția tensiunilor este tridimensională. De îndată ce masele intră în contact cu structura țintă, o undă de deformare se propagă din punctul de impact. Pentru impacturile la viteze mici, nu apar deteriorări semnificative în stările de început ale solicitării. Deteriorările apar atunci când o mișcare globală de încovoiere este stabilită. În cazul impacturilor la viteze mai mari, unda de compresiune, după reflectarea acesteia de la fața neciocnită a stratificatului, poate genera tensiuni suficient de mari ce pot conduce la cedarea structurii în apropierea acestei fețe.

Impactul între sfera de oțel, aflată în cădere liberă de la o anumită înălțime, și planșeul testat este o problemă de ciocnire, iar răspunsul structurii este unul dinamic, variabil în timp. Ciocnirea între două corpuri are loc atât timp cât ele se află în contact și au viteza relativă diferită de zero.

Un proces de ciocnire cuprinde două etape: etapa de comprimare și etapa de separare (relaxare). În etapa de comprimare, care începe în momentul contactului, corpurile se deformează reciproc, viteza relativă scade de la valoarea maximă la zero, când deformația este maximă. Etapa de relaxare

începe în momentul deformării maxime și se termină în momentul desprinderii corpurilor. Suma dintre timpul de comprimare și timpul de relaxare este egală cu timpul de ciocnire conform [105].

Timpul de ciocnire sau timpul de interacție a corpurilor este mult mai mic decât timpul de observație al altor fenomene mecanice. Acesta s-a determinat experimental, din reprezentarea răspunsului dinamic, generat de sistemul ARAMIS în urma înregistrării seriilor de imagini.

Forța de impact care acționează în punctele de contact definite anterior (P1, P2 și vârful planșeului curb) s-a determinat în funcție de timpul de ciocnire și de percuția P [24].

Percuția este o mărime specifică procesului de ciocnire și se poate determina cu relația 4.3 [24]:

$$P = m \cdot (v_2 - v_1), \quad (4.3)$$

în care  $v_1$  este viteza corpului sferic înainte de ciocnire, iar  $v_2$  este viteza corpului sferic după ciocnire, iar  $m$  reprezintă masa corpului sferic din oțel ( $m=4.07$  kg).

Vitezele  $v_1$  și  $v_2$  s-au determinat din legea conservării energiei totale exprimată prin relația:

$$\begin{aligned} \Delta E_c + \Delta E_p &= 0 \\ \Delta E_c &= E_{c2} - E_{c1} \\ \Delta E_p &= E_{p2} - E_{p1} \end{aligned} \quad (4.4)$$

în care  $\Delta E_c$  reprezintă variația energiei cinetice, iar  $\Delta E_p$  variația energiei potențiale.

Energia mecanică totală a unui sistem aflat în câmp conservativ este suma între energia cinetică și energia potențială. Energia cinetică la un moment dat poate fi calculată cu relația:

$$E_c = \frac{1}{2} \cdot mv^2 \quad (4.5)$$

în care  $m$  este masa corpului, iar  $v$  este viteza corpului la acel moment.

La rândul ei, energia potențială se poate determina prin relația:

$$E_p = mgh \quad (4.6)$$

în care  $m$  este masa corpului,  $g$  reprezintă accelerația gravitațională, iar  $h$  este înălțimea la care se află corpul.

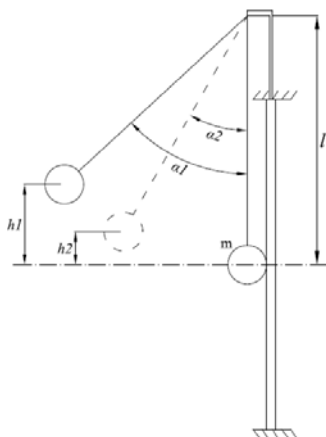
Sistemul real este format din placa din PAFS fixată pe un suport metalic rigid și corpul sferic din oțel suspendat de un fir inextensibil. În figura 4.25, este redat schematic standul folosit în experimentele descrise în această lucrare. Lungimea firului este notată cu  $l$ , iar  $h_1$  și  $h_2$ , reprezintă înălțimea la care s-a aflat masa sferică din oțel înainte și după impact;  $\alpha_1$  și  $\alpha_2$  reprezintă



unghiurile dintre firul inextensibil și planul suportului metalic rigid, corespunzătoare înălțimilor  $h_1$  și  $h_2$ .

Știind aceste dimensiuni și utilizând relațiile (4.3...4.6) s-au determinat vitezele bilei înainte și după ciocnire, după expresiile:

$$\begin{aligned} v_1 &= \sqrt{2gh_1} = \sqrt{2gl(1 - \cos \alpha_1)} \\ v_2 &= \sqrt{2gh_2} = \sqrt{2gl(1 - \cos \alpha_2)} \end{aligned} \quad (4.7)$$



**Fig. 4.25** - Schema sistemului mecanic

Cunoscând  $v_1, v_2$  și folosind relațiile (4.3) și (4.7) s-a determinat percuția după expresia :

$$P = m\sqrt{2gl}(\sqrt{1 - \cos \alpha_2} - \sqrt{1 - \cos \alpha_1}) \quad (4.8)$$

S-a considerat că forța de impact variază în timp după o lege liniară, crescând de la valoarea zero până la valoarea maximă  $F_{i\max}$  într-un interval de timp egal cu jumătate din durata procesului de ciocnire,  $\Delta t_{\text{ciocnire}}$ , urmând ca la sfârșitul procesului de ciocnire forța de impact să capete din nou valoarea 0. În următorii pași de timp, forța rămâne nulă, planșeele deformându-se după modurile proprii de vibrație.

Așa cum reiese și din figura 4.26, percuția nu reprezintă altceva decât valoarea ariei de sub curba de variație a forței de impact.

Știind durata procesului de ciocnire, care a fost determinată din evaluarea rezultatelor experimentale și percuția, calculată cu ajutorul relației 4.9, se poate determina forța maximă de impact  $F_{i\max}$  după relația:

$$F_{i\max} = \frac{2P}{\Delta t_{\text{ciocnire}}} \quad (4.9)$$

În acest mod, corespunzător fiecărui test experimental, s-au determinat durata de ciocnire  $\Delta t_{\text{ciocnire}}$  și forța maximă de impact  $F_{i\text{max}}$ , date care au fost apoi introduse în programul COSMOS/M pentru a defini o încărcare variabilă în timp ce acționează pe modelele analizate. Durata ciocnirii,  $\Delta t_{\text{ciocnire}}$  obținută cu ajutorul sistemului ARMIS/HS, pentru fiecare caz de încărcare.

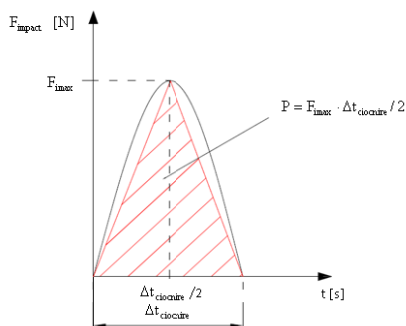


Fig. 4.26 – Variația forței de impact în timp

Punctele de impact ale masei, cu placa fără osatura sunt indicate în figura 4.27.

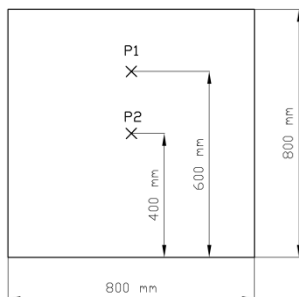


Fig. 4.27 –  $P_1$ ,  $P_2$  – punctele de impact pentru placa fără osatură

Datele obținute sunt prezentate centralizate în tabelul 4.12.

**Tabel 4.12** – Valorile Percuției și a Forței de impact, obținute conform datelor experimentale.

Punct de impact	Masa corpului sferici [kg]	Unghi înainte de impact [°]	Unghi după impact [°]	Viteza sferei înainte de impact [m/s]	Viteza sferei după impact [m/s]	Durata de impact [s]	Percuția [N/s]	Forța de impact [N]
P <sub>1</sub>	4,07	14,21	11,97	0,699	0,589	0,045	0,446	19,865
P <sub>1</sub>	4,07	21,6	17,94	1,059	0,881	0,035	0,724	41,382
P <sub>2</sub>	4,07	29,4	23,8	1,435	1,166	0,035	1,094	62,54
P <sub>2</sub>	4,07	11,36	8,86	0,624	0,487	0,050	0,558	22,327
P <sub>2</sub>	4,07	17,19	12,82	0,943	0,704	0,045	0,971	43,159

### **6. Definirea amortizării structurale. Calculul teoretic al frecvențelor de vibrație neamortizate.**

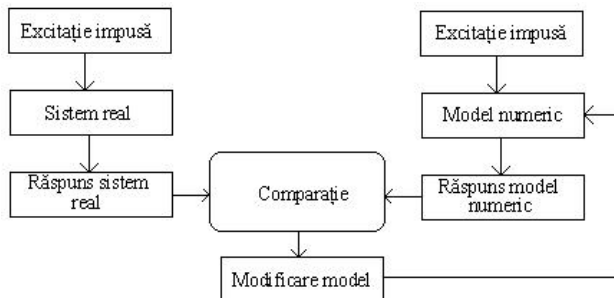
Amortizarea structurală este mecanismul reducerii a deplasărilor datorită forțelor de frecare interne la nivelul legăturilor moleculare. Forța de amortizare este proporțională cu deplasarea relativă dar în fază cu viteza relativă. El nu reprezintă un mecanism de disipare a energiei realizabil fizic, deoarece în cazul solicitării în regim tranzitoriu conduce la rezultate absurde. În acest caz, valoarea instantanee a forței de amortizare depinde nu numai de variația în timp a deplasării până în momentul aplicării forței, dar și după acest moment (sistem necauzal), conform definiției date de Mircea Radeș în lucrarea “Metode dinamice pentru identificarea sistemelor mecanice”. Totuși, în regim armonic pe domenii limitate de frecvențe, modelul amortizării structurale dă rezultate bune, confirmate experimental și pe structuri aeronautice.

Amortizarea structurală joacă un rol important în obținerea unui răspuns dinamic prin modelare numerică, cât mai apropiat de rezultatele reale.

Principalele cauze ale amortizării vibrațiilor unei structuri deformabile sunt neelasticitatea materialelor – care produce “amortizarea internă”, frecările între elementele componente – care produc “amortizarea de structură” și frecările cu mediul ambiant – care produc “amortizarea externă”, conform autorilor lucrărilor [47], [99], [131], [150], [161], [165], [185].

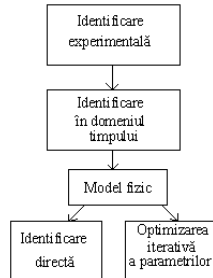
Amortizarea se caracterizează printr-un coeficient de amortizare care va fi introdus ca dată de intrare în programul COSMOS/M pentru realizarea analizei neliniare, și pentru determinarea frecvenței proprii a sistemului, și a fost determinată printr-o metodă de identificare dinamică a sistemului mecanic.

Metoda identificării sistemului mecanic se bazează pe schema din figura 4.28.



**Fig. 4.28-** Schema de bază a metodei identificării unui sistem mecanic

Asupra sistemului real se aplică o solicitare cunoscută – periodică, tranzitorie sau aleatoare – și se măsoară răspunsul sistemului real în punctele de interes. Măsurarea se poate face în “domeniul timp” – obținând vibrograme, care descriu răspunsul în timp al sistemului. Schema obținerii vibrogramelor este ilustrată în Figura 4.29.



**Fig. 4.29-** Schema obținerii vibrogramelor

Vibrogramele sau graficele funcțiilor de transfer furnizează date cantitative numai asupra configurației particulare din timpul încercării, fiind limitate strict la structura încercată, la forțele aplicate și la punctele în care s-a măsurat răspunsul. De multe ori ne interesează însă care va fi răspunsul în punctele de măsurare, în cazul unor condiții diferite de solicitare, sau în cazul unor modificări în configurația sau rezemarea structurii. Pentru aprecierea efectului acestor modificări asupra răspunsului dinamic se recurge la un modelarea numerică a structurii, și compararea cu modelul experimental din care au fost obținute date folosindu-se metode optice de măsurare, în acest caz valorile se obțin direct, fără a mai fi nevoie de vibrograme. Pentru calculului numeric al structurii, se consideră condițiile de solicitare identice cu cele

folosite în cadrul încercărilor pe sistemul real, și se poate obține răspunsul modelului, sub forma unor funcții de răspuns în domeniul timp.

Conform metodologiei prezentate pentru determinarea amortizării structurale au fost parcurse etapele:

1. Realizarea modelului teoretic cu ajutorul COSMOS/M.
2. Realizarea modelului real constând dintr-un stand de tip pendul cu coardă rigidă, un suport în care placa a fost încastrată conform figurii 4.23, și sistemul de măsurare a deformațiilor ARAMIS/HS.
3. Aplicarea unei excitații cu o forță cunoscută atât modelului teoretic cât și modelului real în punctele indicate în figura 4.27.
4. Determinarea valorilor amplitudinilor (deplasărilor) maxime pentru 6 moduri de vibrație a plăcii, pentru pentru modelul experimental cu sistemul ARAMIS/HS.
5. Determinarea diferențelor amplitudinilor maxime (deplasărilor maxime) corespunzătoare aceluiași mod de vibrație dintre rezultatele experimentale și cele teoretice obținute cu ajutorul programului COSMOS/M
6. Obținerea unui coeficientului de amortizare mediu a celor 6 moduri de vibrație studiate. Acest coeficient de amortizare a fost obținut efectuându-se media aritmetică a coeficienților corespunzători fiecărui mod de vibrație.
7. Introducerea coeficientului de amortizare structurală în programul COSMOS/M conform formulării Rayleigh.
8. Compararea deformațiilor maxime obținute prin metoda teoretică și metoda experimentală.

Valorile coeficienților de amortizare structurală a plăcii plane fără osatură, calculați pentru fiecare caz de încărcare și valoarea coeficientului mediu sunt exemplificați în tabelul 4.12.

Valoare coeficientului de amortizare structurală pentru placa cu cavitație nu are efect semnificativ asupra răspunsului dinamic al planșeului curb, datorita formei acestuia.

**Tabelul 4.13** - Coeficientul de amortizare structurală a planșeului plan determinat prin

metoda identificării și compararea cu metoda experimentală.

VALORILE COEFICIENȚILOR DE AMORTIZARE STRUCTURALĂ OBTINUȚI ÎN URMA COMPARĂȚIEI METODEI EXPERIMENTALE CU CEA TEORETICĂ.							
Caz de încărcare	al 2-lea mod de vibrație	al 3-lea mod de vibrație	al 4-lea mod de vibrație	al 5-lea mod de vibrație	al 6-lea mod de vibrație	Coeficient amortizare mediu funcție cazul de încărcare	Coeficient de amortizare mediu
$F_{\text{impact}}=19,86 \text{ N}$	0,00320	0,00250	0,00150	0,00130	0,00070	0,00104	0,00154
$F_{\text{impact}}=62,54 \text{ N}$	0,00300	0,00160	0,00110	0,00105	0,00060	0,00127	

$F_{\text{impact}}=43,16 \text{ N}$	0,00490	0,00310	0,00210	0,00200	0,00120	0,00166	
$F_{\text{impact}}=59,98 \text{ N}$	0,00500	0,00300	0,00210	0,00160	0,00110	0,00256	
$F_{\text{impact}}=85, \text{ N}$	0,00390	0,00240	0,00160	0,00130	0,00110	0,00206	

**Observație.**

În tabelul 4.12 au fost indicate vibrațiile sistemului începând cu cel de-al doilea mod deoarece, primul mod reprezintă momentul impactului în care are loc deplasarea plăcii din poziția zero la o valoare negativă măsurată pe axa perpendiculară pe deplasare, urmând ca după acest moment să aibă loc oscilația amortizată a plăcii. Amortizarea structurală rezultă din frecările moleculare din interiorul materialului și din frecările în legăturile dintre elementele structurii, prin urmare forțele rezistente (care se opun forței de impact) sunt funcții neliniare față de deformațiile structurii. Prin urmare nu se poate stabili o relație de calcul matematică amortizării față de proprietățile plăcii. Coeficienții de amortizare structurală variază de la material la material, literatura de specialitate (Bârsan G. [24], Ifrim M. [99], Năstăsescu V. [139]) face recomandarea ca ei să fie determinați experimental.

Având în vedere că modul de prindere al plăcilor a fost de tip încastrare, ecuația generală de vibrație neamortizată a sistemului este dată de relația:

$$\ddot{x}(t) + \omega^2 x(t) = 0 \tag{4.10}$$

având ca soluție funcția armonică:

$$x(t) = A \sin(\omega t + \varphi) \tag{4.11}$$

Valoarea proprie a vibrației este caracterizată prin pulsație, frecvență și perioadă.

Pulsația proprie a sistemului are valoarea:

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m}} \approx \frac{31,35}{\sqrt{x_{st}}} \left[ \frac{\text{rad}}{\text{sec}} \right] \tag{4.11}$$

Frecvența de vibrație este conform relației:

$$f = \frac{\omega}{2\pi} \approx \frac{5}{\sqrt{x_{st}}} [\text{Hz.}] \tag{4.12}$$

Perioda de vibrație este dată de relația:

$$T = \frac{2\pi}{\omega} \approx 0,2\sqrt{x_{st}} [\text{sec.}] \tag{4.13}$$

Deplasarea statică este dată de relația:

$$x_{st} = \frac{F \cdot a^3 \cdot b^3}{(a + b)^3 EI} [\text{mm.}] \tag{4.14}$$

În relația (4.14) a, b reprezintă lungimea, respectiv lățimea plăcii.

Momentul de inerție axial al plăcii plane este dat de relația:

$$I_x = \frac{bh^3}{12} [\text{cm}^4] \quad (4.15)$$

Momentul de inerție polar al plăcii curbe este dat de relația:

$$I_0 = \frac{\pi d^4}{64} [\text{cm}^4] \quad (4.16)$$

Conform relațiilor (4.10)... (4.15) descrise de autorul M.Ifrim în lucrarea[99], în tabelul 4.14 și tabelul 4.15 prezentăm valorile calculate pentru pulsațiile, frecvențele și perioadele proprii de vibrație neamortizate la placa plană corespunzătoare forțelor și punctelor de impact stabilite în tabelul 4.12.

**Tabel 4.14-** Valorile pulsațiilor, frecvenței și perioadelor vibrației neamortizate pentru placa plană fără osatură

Nr.crt.	Forța [N]	Pulsația [rad/s]	Frecvența [Hz]	Perioada [s]
1	43,16	1,6913	26,975	0,03707
2	59,98	1,43474	22,882	0,04370
3	85,77	1,1998	19,1356	0,0522
4	19,87	2,4927	29,756	0,0251
5	62,54	1,4050	22,409	0,0446

**Tabel 4.15-** Valorile pulsațiilor, frecvenței și perioadelor vibrației neamortizate pentru placa curbă

Nr.crt.	Forța [N]	Pulsația [rad/s]	Frecvența [Hz]	Perioada [s]
1	105,91	1,6368	480,55	0,02370
2	187,16	2,9835	556,36	0,03161
3	284,55	3,2086	686,57	0,03898

## 7. Cazuri de încărcare. Rezultate modelare numerică prin MEF. A. Comportarea la impact a plăcii pane plană fără osatură și a plăcii curbe, în cazul aplicării unor forțe de impact diferite.

### I. Placa plană fără osatură.

În cazul plăcii plane fără osatură s-au considerat cinci cazuri de încărcare, conform tabelului 4.16 în care sunt prezentate toate datele de intrare, corelate cu figura 4.30, în care sunt prezentate pozițiile bilei la începutul testului. Urmare a acestor date, care au fost introduse în programul Cosmos/M vor rezulta tensiunile von Mises și deplasările maxime ale plăcii, conform schemei de încărcare și forțelor maxime de impact. Cazurile de încărcare sunt prezentate în funcție de lungimea firului inextensibil, respectiv a punctelor de impact P1 și P2, prezentate în figura 4.30.

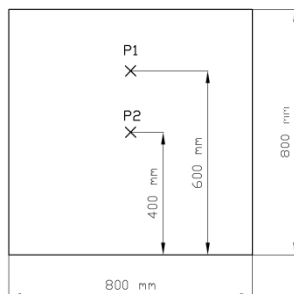


Fig. 4.30 – Punctele de impact P1 și P2 pentru placa plană fără osatură.

Tabelul 4.16– Date de intrare pentru testul de impact al plăcii plane fără osatură.

	Cazuri de încărcare				
	Caz 1	Caz 2	Caz 3	Caz 4	Caz 5
Punct de impact	P1	P1	P2	P2	P2
$\alpha_1 [^\circ]$	14,2	29,4	0	0	0
$\alpha_2 [^\circ]$	0	0	12,8	18,1	29,3
Lungime fir inextensibil [m]	0,815	0,815	1,015	1,015	1,015
Durată impact [s]	0,0450	0,0350	0,0450	0,0375	0,0350
Masă sferică oțel [kg]	4,07	4,07	4,07	4,07	4,07

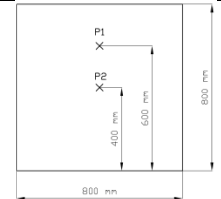



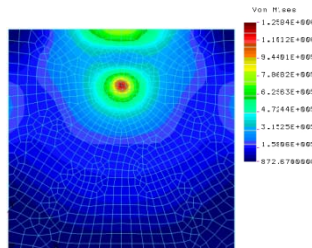
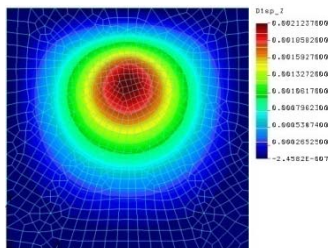
$v_1 \left[ \frac{m}{s} \right]$	0,699	1,435	0	0	0
$v_2 \left[ \frac{m}{s} \right]$	0	0	0,705	0,993	1,593
Percuția P $\left[ kg \frac{m}{s} \right]$	0,447	1,095	0,971	1,125	1,501
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	19,87	62,54	43,16	59,98	85,77

Tensiunile von Mises și deformațiile plăcii rezultate în urma analizei folosind MEF sunt înregistrate pentru fiecare caz de încărcare în parte.

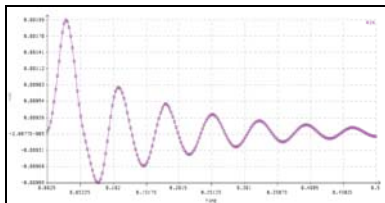
În continuare sunt redată pentru fiecare caz de încărcare variația tensiunilor și a deplasărilor, așa cum sunt prezentate de sistemul software Cosmos/M. Cazurile de încărcare au fost realizate în funcție de lungimea firului pendulului. Pentru cazurile 1 și 2, lungimea firului pendulului a fost de 0,85 m., căruia îi corespund unghiurile  $\alpha_1$  și respectiv vitezele  $v_1$ , iar pentru cazurile 3, 4, 5, unghiurile  $\alpha_2$  îi vor corespunde vitezele  $v_2$ . Punctul P1 corespunde nodului 86 iar P2 nodului 41.

**Cazul I**

Punctul de impact	P1	
$\alpha_1$ [°]	14,2	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	19,87	



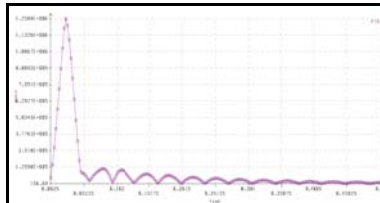
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor  
Deplasarea maximă  $Z_{max} = 0,00199$  m

Fig. 4.31

Variația tensiunilor

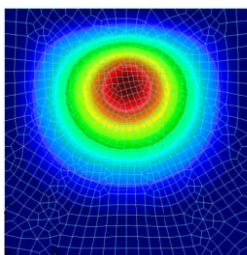


Variația în timp a tensiunilor  
Tensiunea maximă = 1,258E+06 Pa

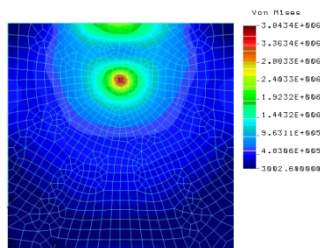
Fig. 4.32

## Cazul II

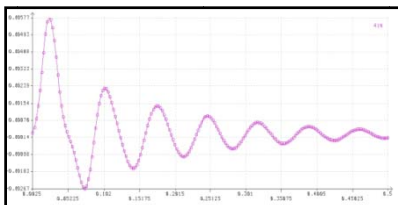
Punctul de impact	P1	
$\alpha_1$ [°]	29,4	
Forța max. de impact $F_{i,max}$ [N]	62,54	



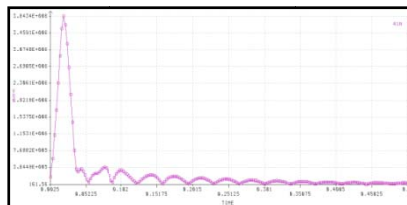
Variația deplasărilor



Variația tensiunilor



Variația în timp a deplasărilor



Variația în timp a tensiunilor

Deplasarea maximă  $Z_{\max} = 0,00577$  m

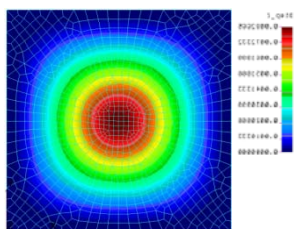
**Fig. 4.33**

Tensiunea maximă =  $3,843E+006$  Pa.

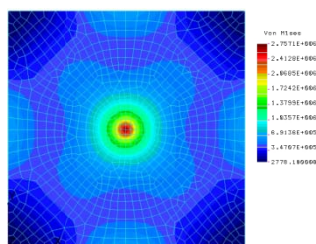
**Fig. 4.34**

**Cazul III**

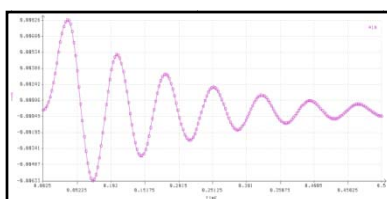
Punctul de impact	P2	
$\alpha_2$ [°]	12,8	
Forța max. de impact $F_{i_{\max}}$ [N]	43,16	



Variația deplasărilor



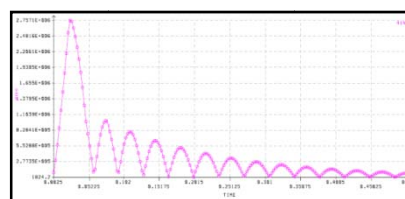
Variația tensiunilor



Variația în timp a deplasărilor

Deplasarea maximă  $Z_{\max} = 0,008267$  m

**Fig. 4.35**



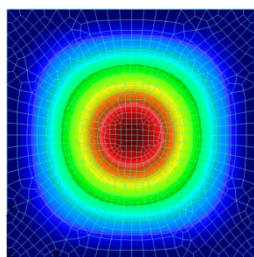
Variația în timp a tensiunilor

Tensiunea maximă =  $2,757E+06$  Pa

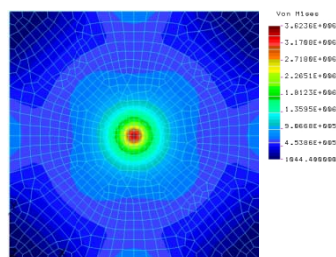
**Fig. 4.36**

Cazul IV

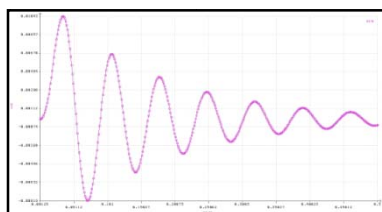
Punctul de impact	P2	
$\alpha_2$ [°]	18,1	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	59,98	



Variația deplasărilor

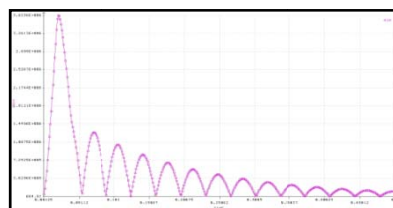


Variația tensiunilor



Deplasarea maximă  $Z_{max} = 0,01043$  m

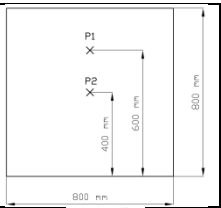

Fig. 4.37

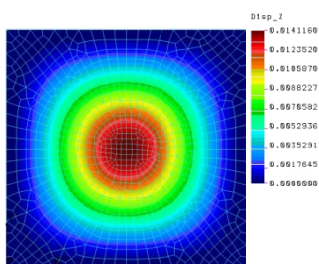


Variația în timp a tensiunilor  
Tensiunea maximă = 3,624E+06 Pa

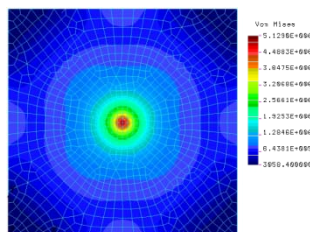
Fig. 4.38

### Cazul V

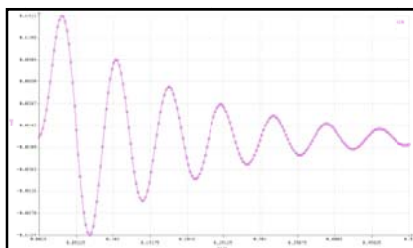
Punctul de impact	P2	
$\alpha_2$ [°]	29,3	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	85,77	



Variația deplasărilor



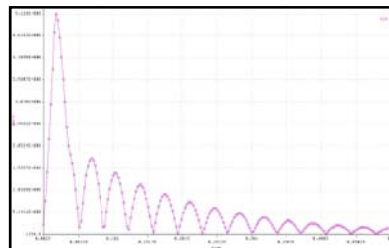
Variația tensiunilor



Variația în timp a deplasărilor

Deplasarea maximă  $Z_{max} = 0,01411$  m

Fig. 4.39



Variația în timp a tensiunilor

Tensiunea maximă = 5,129E+06 Pa

Fig. 4.40

## II. Placa curbă.

Pentru placa curbă confecționată din PAFS s-au considerat 3 cazuri de încărcare pentru care s-au determinat deplasările și tensiunile echivalente Von Mises. Asemănător ca la placa plană vor fi reprezentate grafic deplasările maxime a plăcii în punctul de impact obținute prin metoda MEF. Se vor reprezenta grafic și tensiunile maxime ce apar în punctul de impact la momentele de timp corespunzătoare, calculate cu ajutorul programului

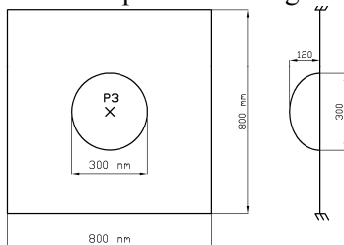
COSMOS/M, iar pentru fiecare caz de încărcare se vor prezenta diagramele de variație în timp ale deplasărilor și tensiunilor echivalente ce apar la planșeul plan în punctul de ciocnire. În acest caz punctul de ciocnire este considerat centrul plăcii, în punctul de maximă curbură.

Datele de intrare pentru simularea testului de impact sunt prezentate în tabelul 4.17. Punctului P3 îi corespunde nodul 1588.

**Tabel 4.17-** Date de intrare pentru testul de impact al plăcii curbă.

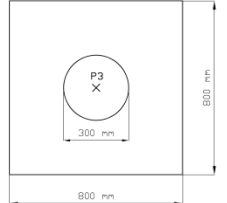

	Cazuri de încărcare		
	Caz 1	Caz 2	Caz 3
<b>Punct de impact</b>	P3	P3	P3
$\alpha_1 [^\circ]$	11,4	23,2	36,2
Lungime fir inextensibil [m]	1,015	1,015	1,015
Durață impact [s]	0,0200	0,0150	0,0250
Masă oțel [kg]	4,07	4,07	4,07
$v_1 \left[ \frac{m}{s} \right]$	0,625	1,270	1,963
Percuția P $\left[ kg \frac{m}{s} \right]$	1,059	1,404	3,557
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	105,91	187,16	284,55

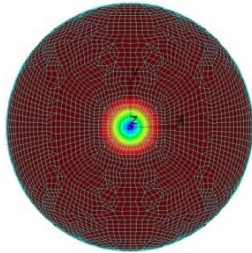
Punctul de impact P3 este reprezentat în figura 4.41.



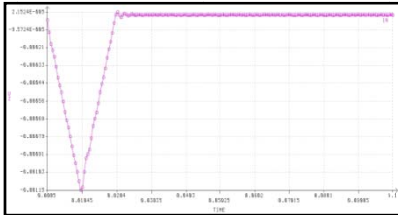
**Fig. 4.41-** Punctul de impact P3 pentru placa curbă

Cazul I

Punctul de impact	P3	
$\alpha_1 [^\circ]$	11,4	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	105,91	



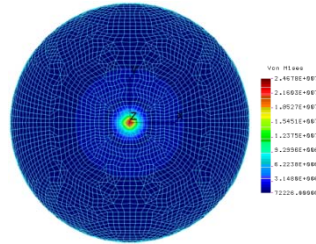
Variația deplasărilor



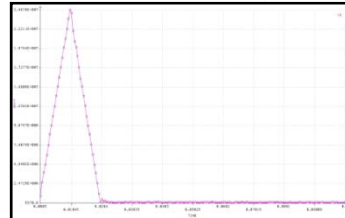
Variația în timp a deplasărilor

Deplasarea maximă  $Z_{max} = -0,00115$  m

Fig. 4.42



Variația tensiunilor

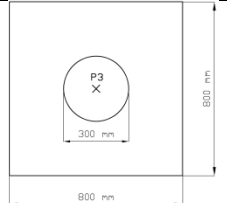
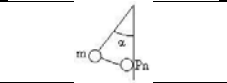


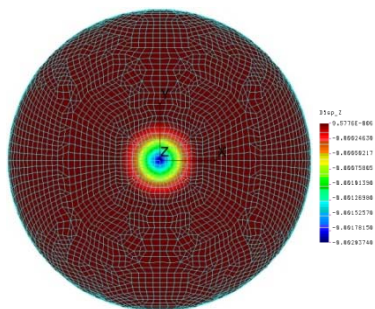
Variația în timp a tensiunilor

Tensiunea maximă = 2,4678E+07 Pa

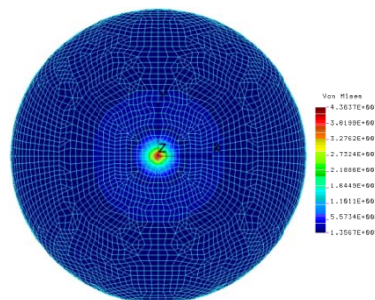
Fig. 4.43

**Cazul II**

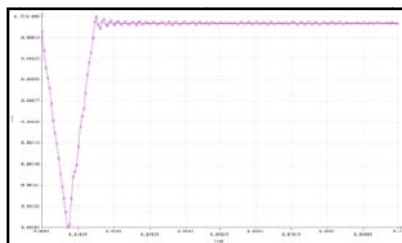
Punctul de impact	P3	
$\alpha_1 [^\circ]$	23,2	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	187,16	



Variația deplasărilor

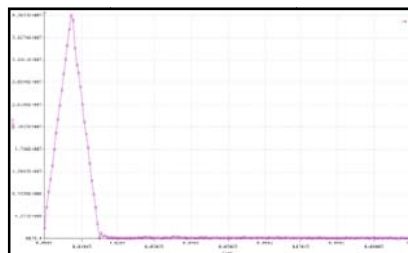


Variația tensiunilor



Variația în timp a deplasărilor  
Deplasarea maximă  $Z_{max} = -0,00203$  m

**Fig. 4.44**

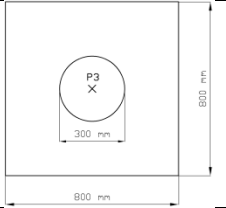
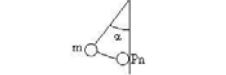


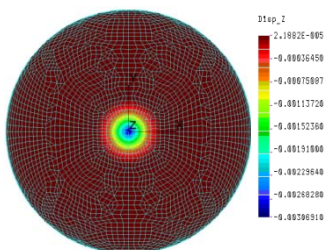
Variația în timp a tensiunilor  
Tensiunea maximă = 4,3637E+07 Pa

**Fig. 4.45**

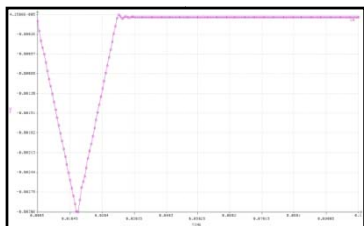


**Cazul III**

Punctul de impact	P3	
$\alpha_1 [^\circ]$	36,2	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	284,55	

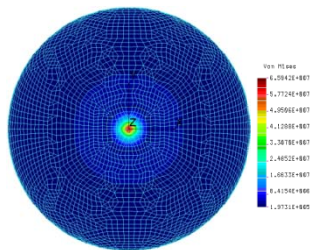


Variația deplasărilor

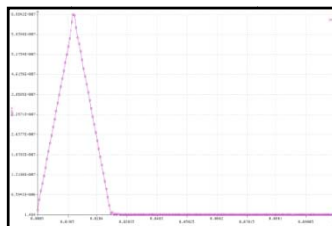


Variația în timp a deplasărilor  
Deplasarea maximă  $Z_{max} = -0,00306$  m

**Fig. 4.46**



Variația tensiunilor



Variația în timp a tensiunilor  
Tensiunea maximă = 6,5942E+007 Pa


**Fig. 4.47**

**B. Comportarea la impact a plăcii plane fără osatură, a plăcii plane cu osatură pe o singură direcție și a plăcii plane cu osatură dispusă pe două direcții perpendiculare, în cazul aplicării unei forțe de impact de aceeași valoare.**

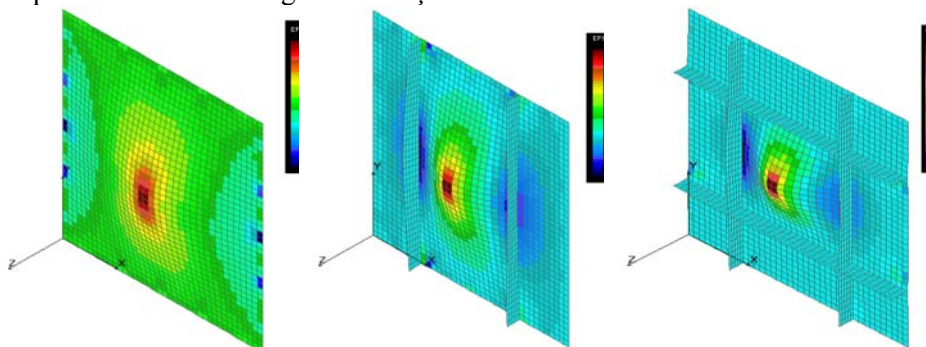
Cea de a doua parte a studiului a fost realizată pentru a vedea modul în care se comportă cele trei tipuri de panouri când sunt supuse la impact cu aceeași forță, respectiv distribuția tensiunilor și a deplasărilor și modul în care influențează osatura asupra distribuției tensiunilor și deplasărilor. Analiza a plăcilor confecționate din poliester armat cu fibră de sticlă prin MEF, s-a realizat tot cu ajutorul unui instrumentului software Cosmos/M.

În tabelul 4.18 sunt prezentate datele de intrare pentru plăcile plane cu/fără osatură.

**Tabelul 4.18** – Date de intrare pentru plăcile plane cu/fără osatură.

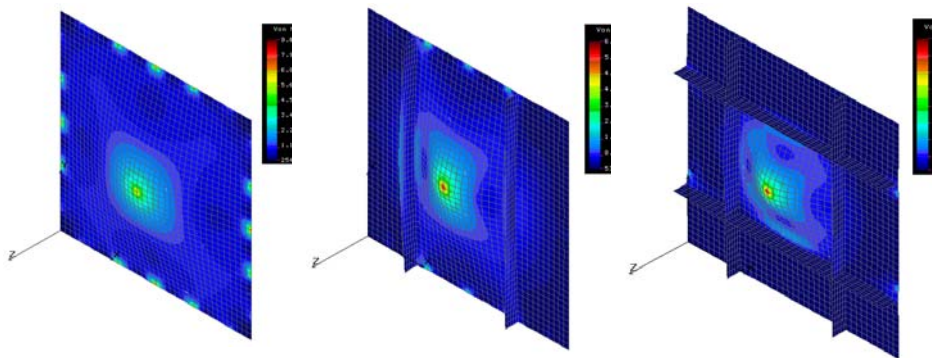
Tipul plăcii	$\alpha$ [ $^{\circ}$ ]	Forța de impact [N]	Timpul de impact [s]	Masa sferei metalice [kg]	Lungime fir [mm]
Placă fără osatură		61,25	0,0575	4,07	1,015
Placă cu osatură pe o singură direcție					
Placă cu osatură pe două direcții perpendiculare					

Distribuția deplasărilor și a tensiunilor von Mises, pentru cele trei tipuri de plăci sunt redată în figurile 4.48 și 4.49.



Placa plană fără osatură      Placa plană cu osatură pe o singură direcție      Placa plană cu osatură pe două direcții perpendiculare

Fig. 4.48 – Distribuția deplasărilor



Placa plană fără osatură

Placa plană cu osatură pe o singură direcție

Placa plană cu osatură pe două direcții perpendiculare

Fig. 4.49 – Distribuția tensiunilor

După cum se observă din figurile de mai sus, distribuția tensiunilor și a deplasărilor sunt diferite pentru fiecare tip de placă în parte, în sensul că la placa fără osatură distribuția se face pe toată suprafața plăcii, pe când la plăcile cu osatură distribuția este limitată de acestea.

#### 4.4 Concluzii.

► În cadrul acestui capitol, s-a prezentat modul de determinare a principalelor caracteristici a mai multor eșantioane din compozit de tip placă realizată din PAFS prin metode statice.

► Testele au fost realizate pe 4 tipuri de plăci multistrat, cu masa de fibră de sticlă de 25 %, 30%, 35%, 40%, cu 3 straturi de fibră dispuse la  $0^0$ - $30^0$ ,  $0^0$ - $45^0$ ,  $0^0$ - $60^0$ ,  $0^0$ - $90^0$ .

► Optimul raportului masă de fibră de sticlă – rășină a fost de 30% masă fibre, iar materialul cu cele mai bune caracteristici mecanice, este compozitul cu dispunerea fibrelor la  $0^0$ - $90^0$ .

► Caracteristicile mecanice ale compozitului sunt date de  
- caracteristicile mecanice ale armăturii, respectiv ale fibrei de sticlă din care este confecționată armătura.

- caracteristicile mecanice ale matricei (rășinii).
- tehnologia de formare a compozitului (formare directă, compresiune, etc.)

► Compozitul care este supus studiului, are armătura din sticlă de tip "E" și este realizat prin tehnologia formării manuale. În literatura de specialitate este amintit faptul ca un compozit de acest tip, realizat cu tehnologia de formare manuală se este asimilat cu un material izotrop. Comportamentul unor compozite care au în structura lor armături din categoria carbonului sau a kevlarului au un comportament similar cu materialele anizotrope. Evident că și tehnologiile de realizare a acestora este diferită, ele fabricându-se prin metoda compresiei sau cu vacuum.

► Comportamentul compozitului a fost asimilat cu acel al unui material izotrop.

► După determinarea caracteristicilor mecanice principale, au fost supuse comparației, folosind programul de analiză liniară, COSMOS/M, 2 tipuri de compozite primul cu comportare anizotropă (ortotropă) realizat din straturi succesive de rășină – armătură numit "stratificat", și cel de-al doilea cu o comportare izotropă numit "omogen", realizat din straturi succesive de armătură cuprinse între două straturi de rășină. Din analiza datelor rezultate în urma analizei numerice și experimentale, s-a constata că materialul "omogen" care are aceeași structură cu compozitul studiat, are comportamentul unui material *izotrop*. Prin urmare studiul impactului ținând cont de caracterul izotrop al compozitului.

► Analiza teoretică la impact a fost realizată cu ajutorului MEF folosind programul COSMOS/M, studiul făcându-se pe mai multe tipuri de plăci după cum urmează:

- placă plană fără întărituri.
- placă curbă.
- placă plană cu o întăritură.
- placă plană cu două întărituri dispuse perpendicular.

Aceste tipuri de plăci sunt cele mai uzuale tipuri de semifabricate utilizate în construcția de nave.

► Pentru analiza teoretică a fost necesară aflarea coeficientului de amortizare, care s-a determinat folosind *metoda identificării dinamice*. Această metodă constă în aplicarea asupra sistemului real a unei solicitări cunoscute – periodică, tranzitorie sau aleatoare – și se măsoară răspunsul în punctele de interes, adică deformațiile relative, aflându-se coeficienții de amortizare. Pentru determinarea deplasărilor plăcii plane supuse experimentului, a fost folosit un stand tip pendul, impactul asupra plăcii realizându-se cu o masa cunoscută. Pentru măsurarea amplitudinilor maxime a 6 moduri de vibrație a fost utilizată metoda optică nedistructivă folosind sistemul ARAMIS/HS aflat în cadrul catedrei de Rezistența Materialelor a

Facultății de Arhitectură Navală a Universității “Dunărea de Jos” . După determinarea coeficienților de amortizare corespunzători fiecărui mod de vibrație, a fost stabilit un coeficient global, ca medie aritmetică a celor 6 coeficienți. Coeficientul mediu a reprezentat dată de intrare pentru studiul teoretic al impactului folosind programul COSMOS/M 2.7 Pentru placa cu cavitate și pentru cele cu osatură, coeficienții de amortizare au fost extrem de mici astfel încât neglijarea lor nu a influențat rezultatele finale.

► Au fost efectuate modelări numerice folosind programul COSMOS/M, pentru cele 4 tipuri de plăci, prin simularea impactului asupra lor cu o masă de greutate cunoscută, în diferite puncte de pe suprafață. Astfel au fost obținute valori pentru deplasări și tensiuni, care vor fi comparate cu valorile experimentale. Valorile deplasărilor și tensiunilor furnizate de programul COSMOS/M sunt prezentate la nivelul întregii plăci.

## CAPITOLUL 5

### MODELĂRI EXPERIMENTALE A COMPORTĂRII LA IMPACT ALE UNOR PLĂCI PLANE ȘI CURBE CONFEȚIONATE DIN POLIESTER ARMAT CU FIBRĂ DE STICLĂ (PAFS).

#### **Obiectivele capitolului:**

- ▶ Modelarea experimentală a impactului asupra materialelor compozite (PAFS) folosind metode optice cu ajutorul sistemului ARAMIS HS.
- ▶ Post procesarea rezultatelor modelării experimentale.

#### **5.1 Metoda optică de măsurare a deformațiilor.**

##### **Sistemul Aramis HS.**

În acest Capitol se va prezenta metoda experimentală de obținere a valorilor deformațiilor și a tensiunilor pentru plăcile studiate în Capitolul 4, cu ajutorul unei tehnici optice speciale. Echipamentul utilizat este un echipament special, caracterizat în primul rând de o mare acuratețe privind citirea și interpretarea datelor. În final, se va putea face o comparație a datelor obținute prin metoda numerică (MEF) și experimentală.

Metoda în sine se bazează pe compararea în diverse stadii de solicitare a distanțelor dintre puncte de reper. Prin apariția computerelor performante și a unor programe de calculator dedicate studiului, a fost posibilă transformarea efectelor optice în semnale digitale care, prelucrate, dau informații asupra stării de tensiune la suprafața structurilor.

Pentru studiul stării de deformații la solicitarea de impact a unui plăcilor confecționate din PAFS s-a folosit sistemul ARAMIS HS, produs de compania germană GOM. Echipamentul se află în cadrul laboratorului de Rezistența Materialelor din Facultății de Nave a Universității ”Dunărea de Jos” din Galați.

Sistemul ARAMIS HS utilizează tehnicile de ultimă oră de măsurare optică a deformațiilor tridimensionale și a deformațiilor specifice, având aplicabilitate în următoarele domenii [65]:

- testarea materialelor;
- determinarea caracteristicilor de rezistență;
- dimensionarea componentelor;
- testarea comportamentului neliniar;
- caracterizarea proceselor de fluaj și îmbătrânire;
- verificarea modelelor FEM;
- determinarea caracteristicilor de material;

- analiza comportamentului materialelor omogene și neomogene în timpul deformării;

- calculul deformațiilor specifice.

Dacă specimenul testat prezintă o suprafață omogenă, atunci această suprafață trebuie pregătită prin metode corespunzătoare (ex: aplicarea unui șablon prin pulverizare) pentru reducerea fenomenului de reflexie a luminii.

Sistemul ARAMIS HS prezintă următoarele caracteristici [65]:

- este utilizat ca sistem de măsură 2D și 3D;

- împarte imaginile înregistrate în fațete dreptunghiulare sau pătrate;

- variațiile condițiilor de luminozitate din diferite imagini sunt compensate în mod automat;

- pregătire simplă a specimenului, prin aplicarea unei texturi stocastice sau regulate în cazul în care suprafața nu este suficient structurată;

- suprafață de măsurare mare: cu același senzor se pot testa obiecte de diferite dimensiuni (de la 200 milimetri la 2000 milimetri); deformațiile măsurate pot începe de la 0.05% și pot depăși 100%;

- permite reprezentarea grafică 3D a rezultatelor măsurătorilor, folosind o densitate mare de puncte;

- reprezentarea grafică a rezultatelor asigură o înțelegere optimă a comportamentului obiectului;

- permite calculul și afișarea rezultatelor, folosind reprezentări color predefinite;

- se pot genera rapoarte și funcții de export a datelor măsurate;

- prezintă posibilități de automatizare cu ajutorul macro-comenzilor.

Secvențele recursive pot fi automatizate cu ușurință.

Principalele componente ale sistemului ARAMIS HS sunt:

- senzor cu 2 camere;

- suport de fixare a camerelor;

- obiecte de calibrare;

- dispozitiv de alimentare a camerelor și control al imaginilor înregistrate;

- sistem PC;

- sistem de operare Linux și aplicație software ARAMIS.

## 5.2 Descrierea dispozitivelor și a echipamentelor utilizate pentru studiul experimental al deformațiilor.

Pentru măsurarea deformațiile care apar la placa plană fără osatură, placa curbă, placa plană cu osatură pe o singură direcție și la placa plană cu osatură pe două direcții perpendiculare, solicitate la impact, s-a realizat un stand compus din următoarele dispozitive și echipamente:

- sistem rigid de prindere a plăcilor confecționat din oțel, în care se **încastrează** plăcile cu ajutorul șuruburilor. Pentru eliminarea undelor parazite și pentru a împiedica o eventuală mișcare de translație sau de rotație, în planul de separație al plăcii cu cele două profile tip cornier au fost dispuse fâșii subțiri din lemn.

-corp seric din oțel cu care s-a realizat impactul speciemenelor având greutatea cunoscută de 4,07 kg;

- sistem optic de măsurare a deformațiilor ARAMIS HS, de proveniență GOM Germania.

De asemenea au mai fost utilizate ca materiale auxiliare un spray cu vopsea albă mată și un spray cu vopsea neagră mată pentru pregătirea antireflex a suprafețelor.

Standul de lucru pe care s-au făcut măsurătorile, utilizând aparatura Aramis HS, este prezentat în figura 5.1.



**Fig. 5.1 – Stand pentru măsurarea deformațiilor plăcilor din PAFS solicitate la impact.**

Elementele componente ale standului sunt:

- 1 – computer cu software-ul Aramis HS;
- 2 – camere video de mare viteză;
- 3 – sursă suplimentară de lumină;
- 4 – panou confecționat din poliester armat cu fibră de sticlă;
- 5 – rețea de puncte (noduri);
- 6 – ramă metalică de fixare a panoului.

### **5.3 Etapele de pregătire a experimentelor.**

Sunt:

1. Pregătirea speciemenelor



2. Pregătirea camerelor
3. Calibrarea sistemului optic.
4. Pregătirea aplicației software.
5. Desfășurarea experimentelor și înregistrarea datelor.

Etapele de pregătire ale speciimenelor și setările sistemului de măsurare a deplasărilor, sunt descrise în documentația tehnică a sistemului ARAMIS/HS [5].

### **5.3.1 Pregătirea speciimenelor.**

Aspectul suprafeței speciimenelor este foarte important pentru desfășurarea măsurătorilor. Astfel, suprafața speciimenelor trebuie să îndeplinească următoarele cerințe:

- obiectului testat trebuie să prezinte o anumită textură pentru o alocare eficientă a fațetelor pe imaginile înregistrate de camere;
- textura suprafeței trebuie să se deformeze odată cu speciimenul, structura ei nu trebuie să cedeze mai devreme decât obiectul testat;
- suprafața optimă a unui speciimen trebuie să fie netedă; suprafețele cu asperități pot cauza probleme la identificarea fațetelor și la determinarea coordonatelor tridimensionale ale punctelor;
- textura obiectului trebuie să prezinte un nivel ridicat de contrast;
- suprafața speciimenului nu trebuie să fie lucioasă; reflexiile influențează negativ contrastul și cauzează diferențe de luminozitate între cele două camere, împiedicând astfel alocarea eficientă a fațetelor;
- dimensiunea caracteristicilor suprafeței trebuie să fie suficient de mică pentru a permite o identificare cât mai clară a fațetelor în etapa de prelucrare a măsurătorilor și în același timp suficient de mare pentru a fi complet distinse de camere; cele mai potrivite texturi sunt cele stocastice, adaptate la volumul măsurat, rezoluția camerelor și dimensiunea fațetelor.

În majoritatea cazurilor, suprafețele speciimenelor sunt tratate cu vopsele corespunzătoare sau pulverizatoare de pulbere. Acestea sunt mai întâi curățate de praf, grăsimi și ulei, iar apoi se realizează textura, care constă în aplicarea unui strat de vopsea albă mată și pulverizarea stocastică a unei vopsele negre, pentru a realiza contrastul corespunzător.

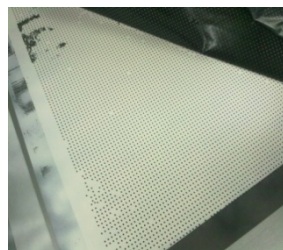
Pregătirea speciimenelor este prezentată în figurile de mai jos.



**Fig. 5.2 – Inițial**



**Fig. 5.3 - Șablon metalic**



**Fig. 5.4 – Final**

În continuare, plăcile au fost fixate cu șuruburi de un suport rigid confecționat din cornier. Modul de prindere al plăcilor este prezentat în figurile 5.5 și 5.6.



**Fig. 5.5 - Prinderea planșelor plane cu/fără osatură**



**Fig. 5.6 - Prinderea planșelor curbe**

Pentru a realiza o condiție de margine în jurul suprafeței curbate cât mai apropiată de încastrare, s-au fixat și s-au prins de cadrul rigid două platbenzi verticale, confecționate din oțel ca în figura 5.6.

### **5.3.2 Pregătirea camerelor.**

Aceasta este o etapă de etalonare a camerelor și constă în:

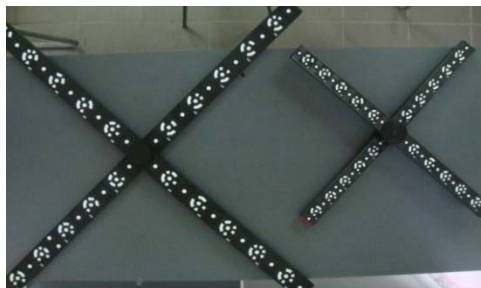
- reglarea distanței și a unghiului dintre camere;
- reglarea distanței dintre camere și specimen;
- reglarea luminozității camerelor și a focalizării.

### **5.3.3 Calibrarea sistemului optic (camerelor).**

Calibrarea este un proces de măsurare în timpul căruia sistemul optic este configurat cu ajutorul unor obiecte de calibrare, astfel încât să fie asigurată consistența dimensională a sistemului măsurător.

Pentru calibrarea sistemului optic în vederea testării planșelor au fost folosite obiectele de calibrare: CC20 1000x800 (figura 5.7- stânga) pentru

plăcile plane cu și fără osatură și CC20 500x400 pentru planșeul curb (figura 5.7 - dreapta).



**Fig. 5.7-** Obiecte de calibrare

Pentru plăcile supuse testelor, s-au realizat două procese de calibrare. La sfârșitul acestora, s-au obținut următoarele valori pentru deviația de calibrare:

- pentru plăcile plane cu/fără osatură – 0.026;
- pentru placa curbă – 0.023.

#### **5.3.4 Pregătirea aplicației software.**

Înregistrarea imaginilor se realizează după ce specimenul a fost pregătit, iar procesul de calibrare a dat un rezultat satisfăcător în ceea ce privește deviația de calibrare.

Înainte de a face măsurătorile trebuie să se parcurgă următoarele etape:

- deschiderea aplicației software ARAMIS;
- crearea unui nou proiect;
- definirea tipului metodei de măsurare optică (2D sau 3D);
- definirea parametrilor de proiect: dimensiunile caracteristice ale fațetelor dreptunghiulare sau pătrate, din care vor rezulta punctele de măsură, metoda de calcul a deformațiilor specifice (metoda liniară sau metoda spline), selectarea automată a unui punct de origine pentru calcul ș.a.;

- definirea parametrilor de scenă (scena reprezintă o imagine înregistrată la un anumit moment de timp);

- inițializarea modulului de măsurători;

- configurarea timpului de obturație (Shutter Time) și a luminozității camerelor;

- definirea modulului de captare a imaginilor în funcție de tipul experimentului:

*a. Modul "Simple Measurement"* - realizează o înregistrare manuală a fiecărei imagini în parte și se utilizează de regulă în cazul încercărilor statice asupra specimenelor.

b. Modul "Fast Measurement" – realizează o înregistrare automată a imaginilor, prin intermediul unui obiect declanșator, fiind utilizat în special pentru încercările dinamice, caracterizate prin viteze mari.

### **1. Stabilirea dimensiunilor fațetelor**

Sistemul ARAMIS determină deformațiile specimenelor din imagini prin intermediul unor fațete dreptunghiulare sau pătrate. Din fiecare fațetă rezultă un punct de măsură după procesul de evaluare. De aceea parametrii ce caracterizează fațetele sunt importanți pentru calculul și vizualizarea câmpurilor de deplasări și deformații.

Dimensiunile fațetelor influențează atât precizia cât și timpul de calcul. Pentru planșeele solicitate, s-a adoptat fațeta cu dimensiunile predefinite ale programului (15x15 pixeli) - figura 5.8.

### **2. Definirea unei măști de calcul**

Aplicația ARAMIS prezintă mai multe unelte de generare a măștilor de calcul, care au rolul de a realiza o evaluare a fațetelor pe suprafețe definite în imaginile 2D ale camerelor. În acest caz, vor fi evaluate doar anumite porțiuni ale specimenelor, ce prezintă un interes special pentru determinarea câmpului de deformații. De asemenea, nu se vor obține rezultate foarte clare în apropierea muchiilor specimenelor sau în apropierea unor goluri în structură. Pentru plăcile testate (plan și curb) nu s-a definit nici o mască de calcul, programul identificând automat porțiunea de interes pentru calculul deplasărilor și deformațiilor.

### **3. Definirea punctului de origine pentru calcul**

Pentru a evalua fațetele, fiecare scenă necesită definirea unui punct de origine. De regulă punctul de origine corespunde aceleiași fațete pentru fiecare scenă

### **4. Definirea metodei de calcul a deformațiilor**

Pentru evaluarea deformațiilor, există două metode de calcul: *metoda liniară* și *metoda spline* [65]. În mod normal, pentru determinarea deformațiilor este utilizată numai metoda liniară.

#### **5.3.5 Desfășurarea experimentelor și înregistrarea datelor.**

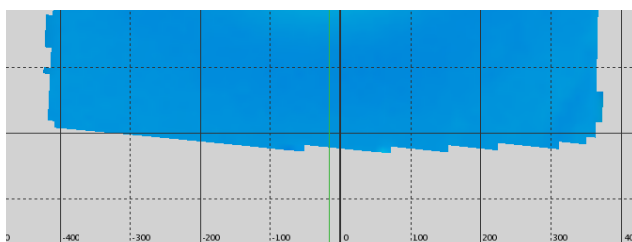
Următoarea etapă, după pregătirea camerelor, o reprezintă impactul bilei asupra plăcilor și înregistrarea datelor experimentale cu ajutorul sistemului Aramis. Datele de intrare referitoare la punctele de impact și unghiurile de impact sunt indicate în tabelele 4.5, 4.6 și 4.7 din Capitolul 4. În figura 5.9 este redată faza de inițiere a experimentelor.



**Fig. 5.9** – Experiment

După determinarea câmpului de deplasări și deformații specifice, rezultatele sunt disponibile în reprezentare grafică color 2D sau 3D pentru fiecare scenă înregistrată. Utilizatorul poate selecta dintr-o listă întreagă de tipuri de rezultate pe cele pe care dorește să le vizualizeze. Astfel, el poate alege între: deplasări (X/Y/Z), deformații specifice (X/Y/XY), deformații Mises și altele.

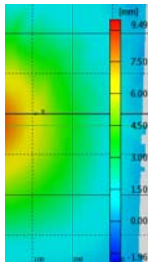
S-a remarcat de altfel că planșeul plan și cel curb reprezentate grafic, prezintă discontinuități pe liniile de contur, fapt explicat prin deficiențele care au apărut în urma procesului de vopsire a suprafeței specimenelor în imediata apropiere a muchiiilor acestora așa cum se poate observa din figura 5.10.



**Fig. 5.10**-- Discontinuități pe muchia inferioară a planșeului plan

În plus față de procedura de interpolare pentru compensarea golurilor, s-a utilizat instrumentul de filtrare pentru suprimarea micilor perturbații și au fost configurate opțiunile de optimizare a legendei afișate alături de reprezentarea grafică a rezultatelor ca în figura 5.11. În cadrul etapei de optimizare a legendei, s-a preferat adoptarea automată a unei scări de

reprezentare, definindu-se în același timp limita inferioară și cea superioară ale acesteia, constante pentru fiecare scenă.



**Fig. 5.11** - Scara de reprezentare grafică a rezultatelor

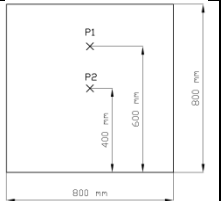

La sfârșitul evaluării și reprezentării grafice a rezultatelor se poate întocmi o documentație specifică constând din diagrame deplasări/timp pe baza unui fișier de tip text realizat de sistemul ARAMIS. Astfel este posibilă întocmirea cu ajutorul aplicației ARAMIS a unor rapoarte și diagrame ce conțin datele obținute în urma testelor experimentale.

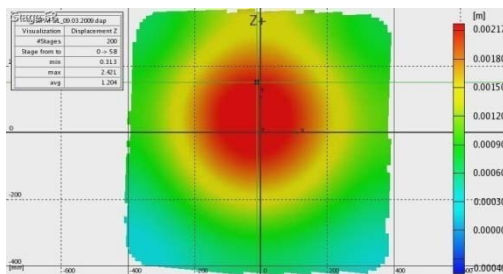
Din multitudinea tipurilor de rapoarte, s-a utilizat modelul “Multi-Stage-Point”, care conține diagrama variației deplasărilor sau deformațiilor în funcție de timp sau de numărul scenei pentru un punct selectat din grila de puncte de măsură. Astfel pentru fiecare experiment, s-a selectat punctul în care a fost lovit specimenul pentru a surprinde în aceste diagrame și deformațiile maxime ale plășelor și momentul când acestea s-au produs. Intervalele de timp după care se fac înregistrările sunt de 2 secunde iar spoturile (shooter cameras) de timp în care camerele sunt active este de 0,002 secunde (doua milisecunde).

### 5.3.5.1 Comportarea la impact a plăcii plane fără osatură și a plăcii curbe, în cazul aplicării unor forțe de impact diferite.

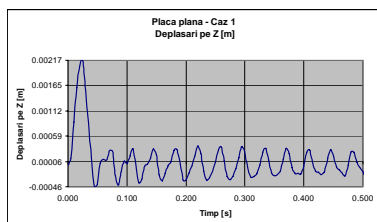
#### I. Placa plană fără osatură.

##### Cazul I

Punctul de impact	P1	
$\alpha_1 [^\circ]$	14,2	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	19,87	



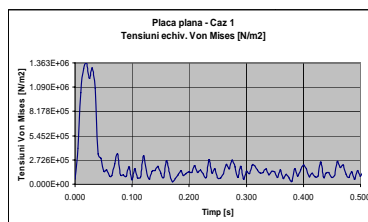
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00217 \text{ m}$$

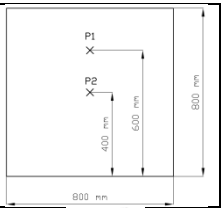

Fig. 5.12

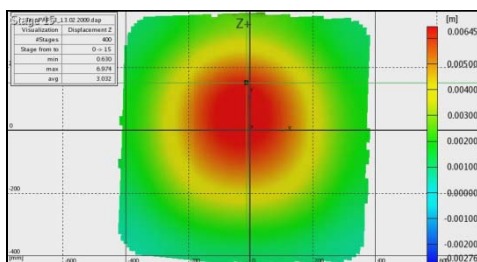


Variația în timp tensiunilor

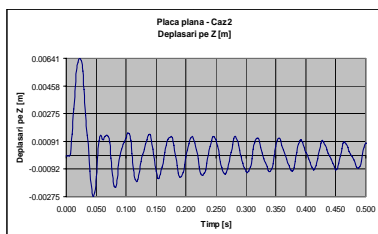
Fig. 5.13

Cazul II

Punctul de impact	P1	
$\alpha_1 [^\circ]$	29,4	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	62,54	



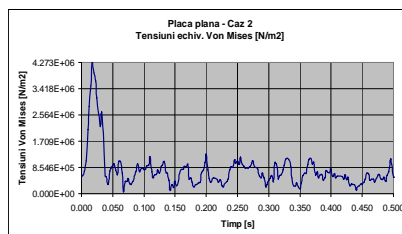
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00641 \text{ m.}$$

Fig. 5.14

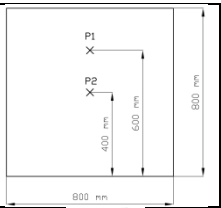



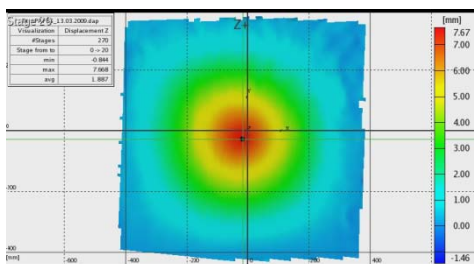
Variația în timp tensiunilor

Fig. 5.15

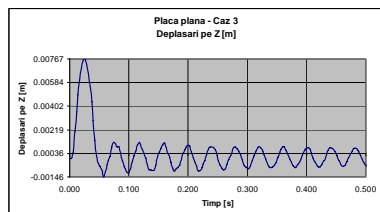


### Cazul III

Punctul de impact	P2	
$\alpha_2$ [°]	12,8	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	43,16	



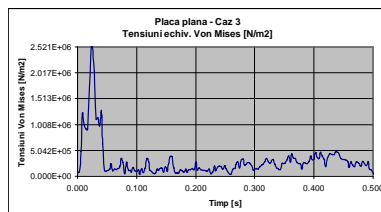
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00767 \text{ m.}$$

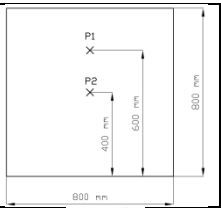

Fig. 5.16

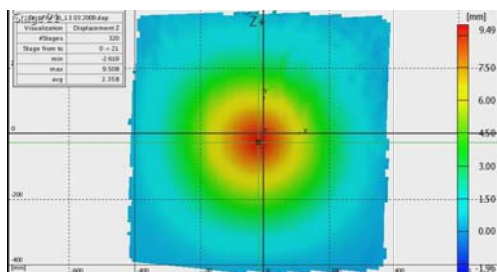


Variația în timp tensiunilor

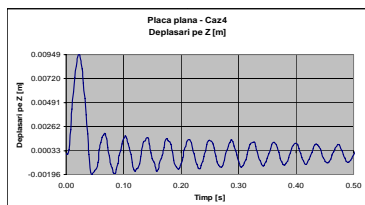
Fig. 5.17

Cazul IV

Punctul de impact	P2	
$\alpha_2$ [°]	18,1	
Forța max. de impact $F_{i,max}$ [N]	59,98	



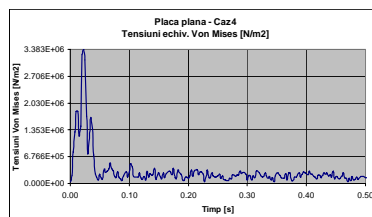
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00949 \text{ m.}$$

Fig. 5.18

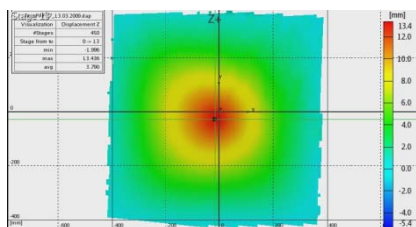


Variația în timp tensiunilor

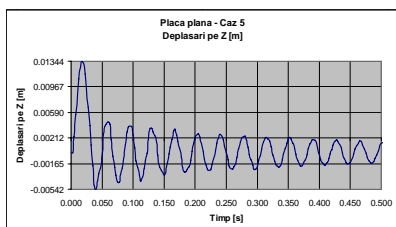
Fig. 5.19

### Cazul V

Punctul de impact	P2	
$\alpha_2$ [°]	29,3	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	85,77	



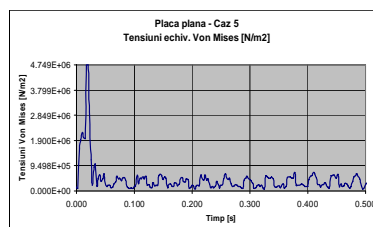
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.01344 \text{ m.}$$

**Fig. 5.20**

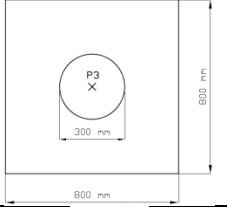



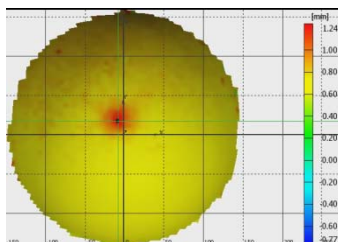
Variația în timp tensiunilor

**Fig. 5.21**

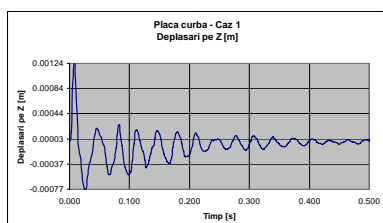
## II. Placa curbă.

### Cazul I

Punctul de impact	P3	
$\alpha_1 [^\circ]$	11,4	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	105,91	



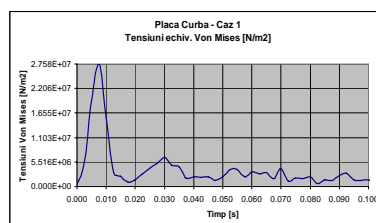
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00124 \text{ m.}$$

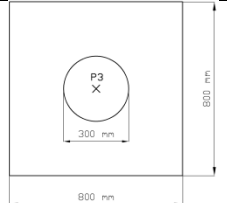

Fig. 5.22

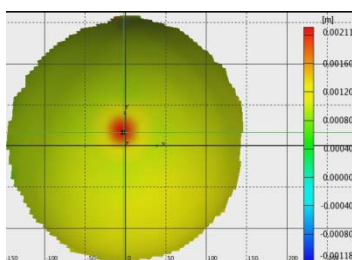


Variația în timp tensiunilor

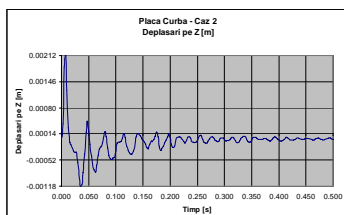
Fig. 5.23

## Cazul II

Punctul de impact	P3	
$\alpha_1 [^\circ]$	23,2	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	187,16	



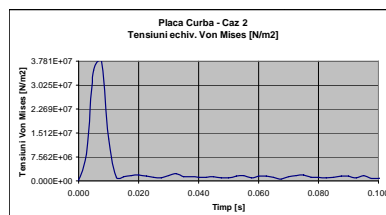
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00211 \text{ m.}$$

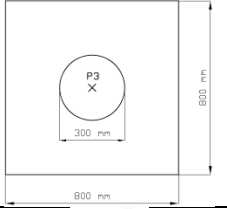

Fig. 5.24

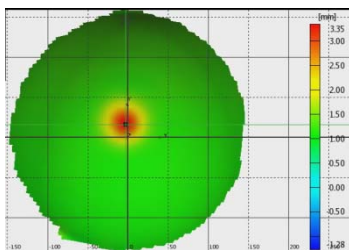


Variația în timp tensiunilor

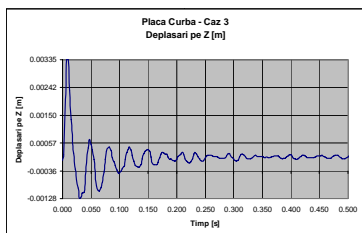
Fig. 5.25

Cazul III

Punctul de impact	P3	
$\alpha_1 [^\circ]$	36,2	
Forța max. de impact $F_{i_{max}}$ [N]	284,55	



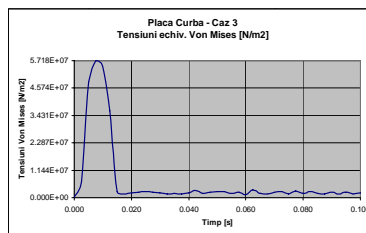
Variația deplasărilor



Variația în timp a deplasărilor

$$Z_{max} = 0.00335 \text{ m.}$$

Fig. 5.26

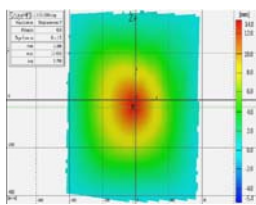


Variația în timp tensiunilor

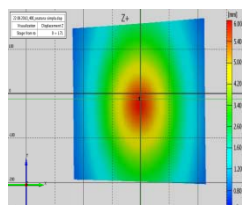
Fig. 5.27

### 5.3.5.2 Comportarea la impact a plăcii plane fără osatură, a plăcii plane cu osatură pe o singură direcție și a plăcii plan cu osatură dispusă pe două direcții perpendiculare, în cazul aplicării unei forțe de impact de aceeași valoare.

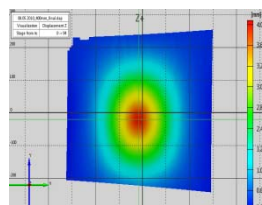
Ipotezele de încărcare pentru plăcile plane cu/fără osatură sunt cele prezentate în tabelul 4.7 din Capitolul 4, distribuția deplasărilor utilizând metoda experimentală, respectiv sistemul Aramis, sunt ilustrate în figura 5.28.



Placa plană fără osatură



Placa plană cu osatură pe o singură direcție



Placa plană cu osatură pe două direcții perpendiculare

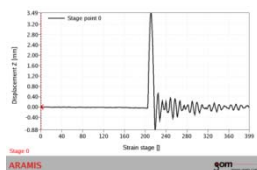
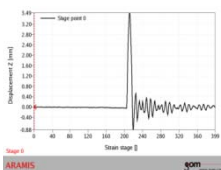
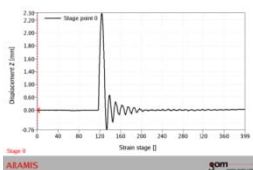


Fig. 5.28 – Variația deplasărilor

După cum se observă din figurile prezentate mai sus, distribuția tensiunilor și deplasărilor este diferită la fiecare tip de placă în parte, valorile acestora vor fi prezentate centralizat în Capitolul 6.

## 5.4. Concluzii.

► În acest Capitol a fost abordată latura experimentală a impactului asupra plăcilor plane și curbe. Pentru aceasta a fost utilizat un stand format dintr-un cadru în care au fost încastrate plăcile ce au fost testate, un pendul cu masa cunoscută și un instrument specializat în măsurarea deformațiilor.

► Plăcile testate au fost prezentate în capitolul anterior unde a fost abordată latura teoretică a studiului.

► Metoda folosită pentru măsurarea deformațiilor produse la impact, a fost metoda optică, utilizând sistemul Aramis HS produs de compania Germană GOM.

► S-au obținut deplasări și tensiuni pentru mai multe cazuri de încărcare.

► Rezultatele experimentale privind deplasările și tensiunile vor fi comparate cu cele teoretice, în urma cărora se poate concluziona dacă folosirea modelului teoretic privitor la predicția comportamentului plăcilor este viabil a fi folosit în etapa de proiectare a unei structuri de tip PAFS. Valorile deplasărilor furnizate de sistemul ARAMIS H/S sunt reprezentate la nivelul întregii plăci.



## CAPITOLUL 6

### COMPARAȚII ÎNTRE MODELĂRILE NUMERICE ȘI EXPERIMENTALE. COMPARAȚII ÎNTRE COSTURILE DE PRODUCȚIE PENTRU STRUCTURI NAVALE CONFEȚIONATE DIN OȚEL ȘI PAFS.

#### **Obiectivele capitolului:**

- ▶ Comparații între deplasări și tensiuni privind rezultatele modelării numerice și experimentale la placa plană, placa curbă și plăcile plane cu osatură.
- ▶ Aprecierea diferențelor de abateri procentuale între deplasări și deformații.
- ▶ Comparația procentuală dintre deplasări și tensiuni la placa plană și plăcile plane cu osatură simplă și osatură pe două axe perpendiculare.
- ▶ Aprecieri și comparații privind suprapunerea diagramelor deplasărilor obținute prin metoda teoretică și metoda experimentală pentru placa plană fără osatură și placa curbă.
- ▶ Considerarea regimului liniar de vibrație la placa plană fără osatură și la placa curbă.
- ▶ Aprecieri economice asupra posibilităților de înlocuire a unor structuri navale confecționate din oțel cu structuri confecționate din materiale compozite.

#### **6.1 Generalități**

O comparație între modelările prin Metoda Elementului Finit și modelarea experimentală poate începe concluzionând că:

- Structurile din materiale compozite sunt mai susceptibile la deteriorările provocate de impact față de structurile realizate din materiale metalice.
- Deteriorările interne sunt sub formă de fisuri microscopice care reprezintă puncte de amorțire a ruperii materialului.
- Pentru evaluarea rezistenței unei structuri din material compozit, se folosește răspunsul dinamic al structurii la solicitarea de impact, pe baza legilor de contact care stabilesc legătura dintre forța de contact și amprenta dintre masă și suprafața ciocnită.

Principalele Metodele de studiu folosite sunt:

1. Metode analitice;
2. Metode numerice;

3. Metode experimentale.

**1. Metodele analitice** au la bază următoarele ipoteze]:

- stratificatele se consideră plăci subțiri, de grosime constantă, deci modelul are două dimensiuni;

- stratificatele au în componența lor lamine ortotrope, paralele, perfect lipite unele de altele, deci în puncte situate de o parte și de alta a interfeței, astfel încât deplasările și tensiunile sunt egale;

- fiecare lamină are o comportare liniar elastică și se află în stare plană de tensiuni;

deformațiile și deplasările sunt mici.

**2. Metodele numerice** se împart în două mari categorii:

- MEF (Metoda Elementului Finit)

- MFF (Metoda Fâșiilor finite)

**3. Metodele experimentale** sunt metodele prin care se testează eșantioane de materiale și necesita standuri de încercare.

Determinarea rezistenței unui material compozit stratificat armat cu fibre de sticlă se bazează pe analiza stării de tensiuni.

Criteriile după care se fac aceste analize se numesc criterii de cedare.

În literatura de specialitate sunt întâlnite peste 30 de criterii de cedare, care se clasifică în trei grupe mari:

**a. Criterii limită** – conform cărora ruperea apare când unul din parametrii tensiune sau deformații atinge starea limită

**b. Criterii interactive** conform cărora ruperea survine când este satisfăcută o formulă quadratică a tensiunilor, dar nu se precizează modul de rupere.

**c. Criterii polinomial-tensoriale** – conform cărora se poate prezice doar momentul inițializării ruperii.

## 6.2 Compararea rezultatelor obținute prin MEF și Metoda experimentală la solicitarea de impact a plăcilor fără întărituri.

**6.2.1 Comparații între deplasări și tensiuni privind rezultatele modelării numerice și experimentale la placa plană, placa curbă și plăcile plane cu osatură. Aprecierea diferențelor de abateri procentuale între deplasări și deformații.**

Având la bază aceleași ipoteze de încărcare a plăcilor atât pentru studiul la impact folosind MEF cât și prin Metoda experimentală, au rezultat următoarele valori, sintetizate în tabelele 6.1 și 6.2. Aceste tabele conțin date prezentate în Capitolele 4 respectiv 5, în acest capitol făcându-se numai sintetizarea acestora așa cum s-a menționat anterior.

## I. Placa plană fără osatură

**Tabel 6.1** – Rezultate comparative pentru placa plană fără osatură.

REZULTATE PLACĂ PLANA FĂRĂ OSATURĂ						
Caz de încărcare	DEPLASĂRI			TENSIUNI VON MISES		
	Deplasări experimentale [mm]	Deplasări MEF [mm]	Abateri deplasări MEF - experiment [%]	Tensiuni experimentale [Pa]	Tensiuni MEF [Pa]	Abateri tensiuni MEF - experiment [%]
<b>1</b>	2,17	1,99	9,20	1,363E+06	1,258E+06	8,31
<b>2</b>	6,41	5,77	11,09	4,273E+06	3,843E+06	11,18
<b>3</b>	7,67	8,26	7,17	2,521E+06	2,757E+06	8,56
<b>4</b>	9,49	10,43	9,06	3,382E+06	3,624E+06	6,67
<b>5</b>	13,44	14,11	4,75	4,748E+06	5,129E+06	7,43

- Valorile corespunzătoare tensiunilor în cazurile de încărcare 5 din tabelul 6.1 și 3 din tabelul 6.2 reprezintă tensiunile maxime admisibile pentru care au fost făcute observațiile.

- Din analiza valorilor tabelate se poate vedea că abaterea maximă între rezultatele modelării numerice și experimentale se situează în jurul valorii de 10%. Această abatere este admisibilă având în vedere mai ales faptul că la modelarea numerică caracteristicile mecanice au fost considerate pentru un material izotrop. Ori tocmai această considerare, care conține un anumit grad de aproximare, pe baza ipotezelor simplificatoare considerate. Pe baza rezultatelor din tabelul 6.1 putem concluziona că modelul izotrop pentru compozitul studiat a fost corect ales, furnizând rezultate bune.

Media abaterilor deplasărilor și a tensiunilor este centralizată în tabelul 6.2.

**Tabelul 6.2** – Media abaterilor deplasărilor și tensiunilor pentru placa plană fără osatură.

Caz de încărcare	Abateri deplasări MEF - experiment [%]	Abateri tensiuni MEF - experiment [%]
<b>1</b>	9,20	8,31
<b>2</b>	11,09	11,18
<b>3</b>	7,17	8,56
<b>4</b>	9,06	6,67
<b>5</b>	4,75	7,43
<b>Media abaterilor</b>	<b>8,3</b>	<b>8,43</b>

Conform datelor din tabelul 6.2 diferența abaterilor deplasări și tensiuni este de 0,13 % deci este neglijabil. Având în vedere acest fapt concluzionăm

ca abaterile erorilor de calcul pentru deplasări și tensiuni sunt aceleași, ceea ce înseamnă ca rezultatele obținute teoretic și experimental au fost corecte.

## II. Placa curbă

**Tabel 6.3** – Rezultate comparative pentru placa curbă.

REZULTATE PLACĂ CURBĂ						
Caz de încărcare	DEPLASĂRI			TENSIUNI VON MISES		
	Deplasări experimentale [mm]	Deplasări MEF [mm]	Abateri deplasări MEF - experiment [%]	Tensiuni experimentale [Pa]	Tensiuni MEF [Pa]	Abateri tensiuni MEF - experiment [%]
<b>1</b>	1,24	1,15	7,65	2,758E+07	2,468E+07	11,76
<b>2</b>	2,12	2,03	4,19	3,781E+07	4,364E+07	13,35
<b>3</b>	3,35	3,06	9,51	5,718E+07	6,594E+07	13,29

**Tabelul 6.4** – Media abaterilor deplasărilor și tensiunilor pentru placa curbă.

Caz de încărcare	Abateri deplasări MEF - experiment [%]	Abateri tensiuni MEF - experiment [%]
<b>1</b>	7,65	11,76
<b>2</b>	4,19	13,35
<b>3</b>	9,51	13,29
<b>Media abaterilor</b>	<b>7,11</b>	<b>12,8</b>

Analizând datele din tabelele 6.3 și 6.4 putem concluziona că:

- Abaterile deplasărilor au fost în jur de 7% iar a tensiunilor de 12,8%. Aceste diferențe de valori se datorează modului de vibrație a întregului stand având în vedere forțele mari de impact. Totuși o diferență dintre aceste abateri care este de 5,69% este corespunzătoare pentru estimarea comportamentului plăcii curbe din punct de vedere teoretic.

- În concluzie, rezultatele folosind MEF și Metoda experimentală sunt apropiate ca valori, prin urmare caracteristicile compozitului pot fi estimate încă din faza de proiectare cu o bună aproximare.

## 6.2.2 Aprecieri și comparații privind suprapunerea diagramelor deplasărilor maxime obținute prin metoda teoretică și metoda experimentală la impactul plăcii plane fără osatură și a plăcii curbe.

Confirmarea corectitudinii concepției de lucru privind studiul impactului folosind MEF, se face și prin suprapunerea diagramelor *deplasare/timp* a deplasărilor la impactul plăcii plane și curbe, încastate cu un corp neelastic de masă cunoscută.

În cazul în care valorile deplasărilor maxime au aproximativ aceleași valori la același moment de timp, se poate concluziona că rezultatele obținute experimental confirmă valabilitatea modelului teoretic.

### I. Placa plană fără osatură.

Datele de intrare utilizate au reprezentat compararea diagramelor deplasare/timp obținute prin MEF din Capitolul 4 obținute experimental în Capitolul 5.

Având în vedere că diagramele prezentate în capitolele de mai sus au fost realizate în formate diferite, în ceea ce privesc deplasările și timpul, pentru determinările teoretice folosindu-se sistemul COSMOS/M și pentru cele experimentale sistemul ARAMIS H/S, în continuare redăm rezultatele obținute prin suprapunerea diagramelor.

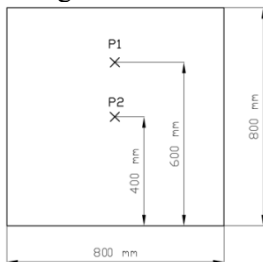
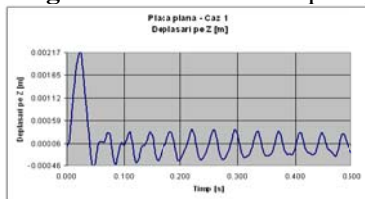
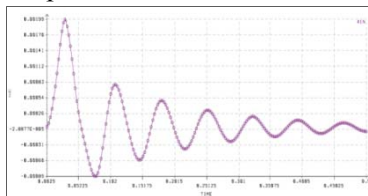


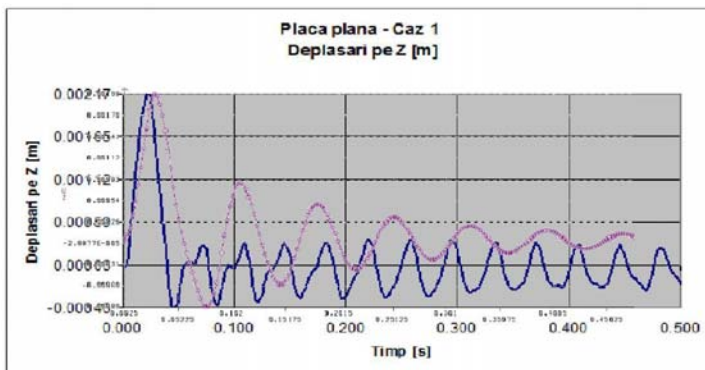
Fig.6.1 – Punctele de impact pentru placa plană fără osatură.



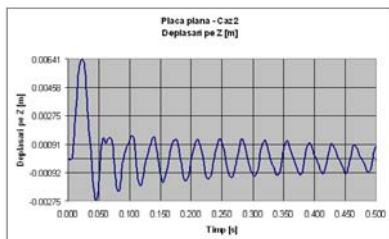
Deplasări experimentale



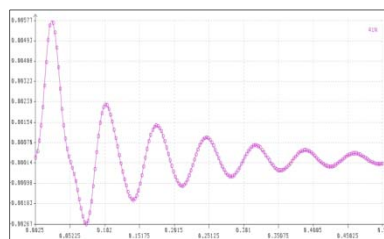
Deplasări MEF



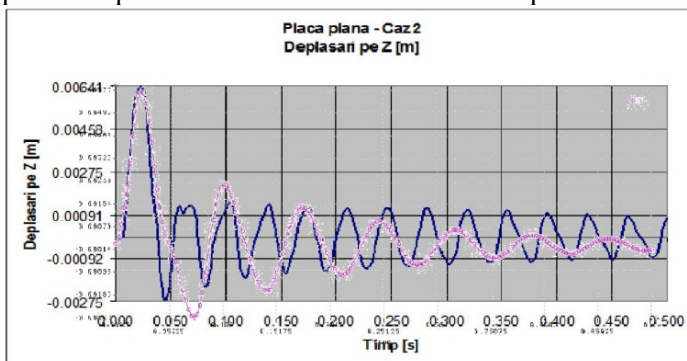
**Fig.6.2** – Suprapunerea deplasărilor MRF și experimentale funcție de timp (fig. 4.31, fig. 5.12)  
Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale



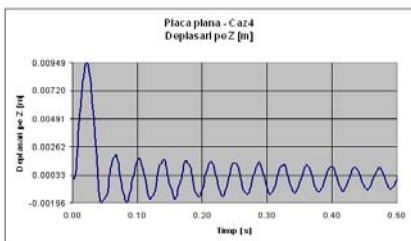
Deplasări experimentale



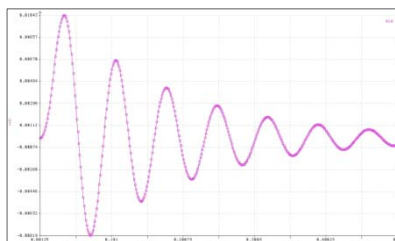
Deplasări MEF



**Fig. 6.3** – Suprapunerea deplasărilor MEF și experimentale funcție de timp (fig. 4.33, fig. 5.14)  
Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale



Deplasări experimentale



Deplasări MEF

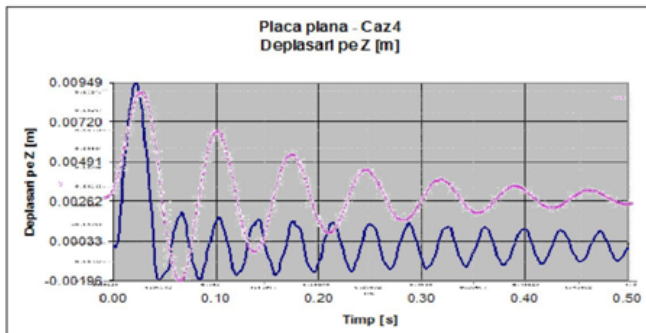
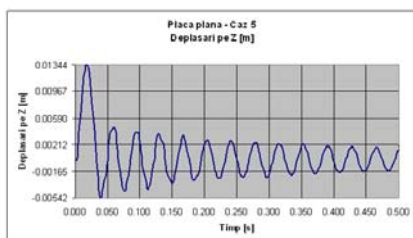
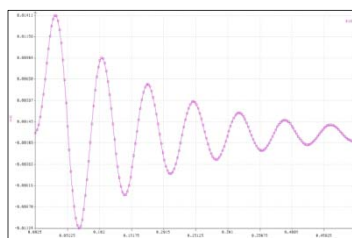


Fig. 6.4 – Suprapunerea deplasărilor MEF și experimentale funcție de timp (fig. 4.35, fig. 5.16)

Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale



Deplasări experimentale



Deplasări MEF

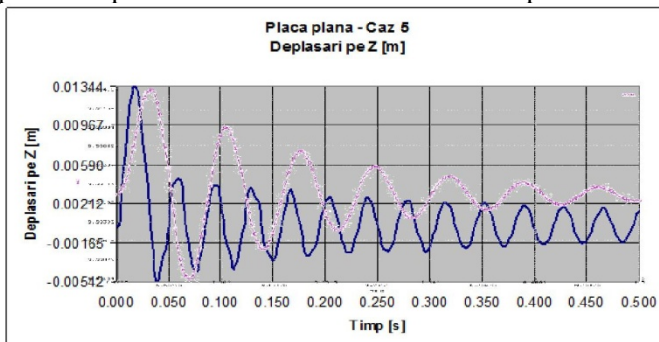


Fig. 6.4 – Suprapunerea deplasărilor MEF și experimentale

funcție de timp (fig. 4.35, fig. 5.16)  
Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale

Analizând cele 5 diagrame se constată că:

1. În intervalul de timp pentru care a fost făcut studiul, respectiv 0-0,5 secunde, așa cum se poate observa fenomenele oscilatorii sunt asemănătoare ca formă la MEF și experiment, cu defazațiile corespunzătoare de circa 0,002 secunde.

2. Deplasările obținute prin MEF sunt aproximativ egale cu deplasările maxime obținute prin experiment.

3. Mișcarea oscilatorie ulterioară impactului nu se mai aseamănă. Se pot găsi numeroase explicații acestui lucru, dar sunt de amintit: - legarea modelului experimental nu este "chiar atât de" rigidă; - standul de asemenea are o anumită elasticitate, participând la oscilația sistemului specimen-stand. Totuși această vibrație nu influențează în mod semnificativ rezultatele obținute.

Admițând cele prezentate anterior se poate considera că experimentul a verificat modelarea numerică.

## II. Placa curbă.

Pe baza observațiilor făcute privitoare la posibilitatea suprapunerii diagramelor deformațiilor plăcii plane, similar s-a procedat și pentru placa curbă obținându-se următoarele grafice.

Punctul de impact pentru placă curbă este punctul P3 aflat în pe raza maximă a cavității. De asemenea modul de prindere al plăcii este încastrarea.

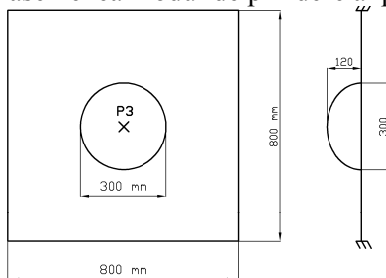
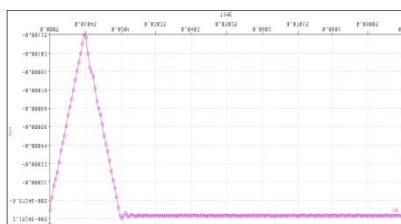
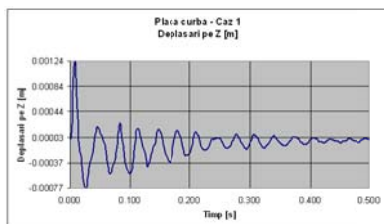


Fig. 6.7- Punct de impact pentru placa curbă





Deplasări experimentale

Deplasări MEF

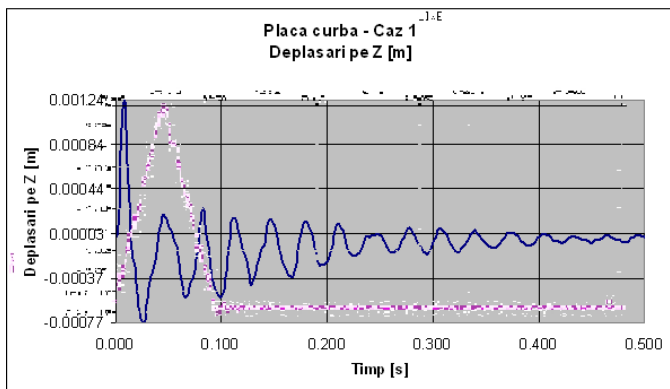
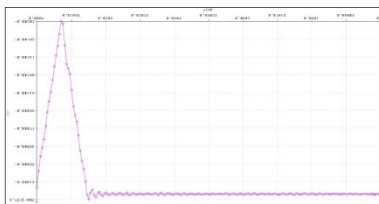
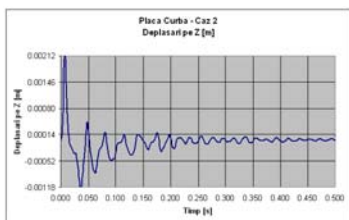


Fig.6.8 – Suprapunerea deplasărilor MEF și experimentale funcție de timp (fig.4.42, fig.5.22)

Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale



Deplasări experimentale

Deplasări MEF

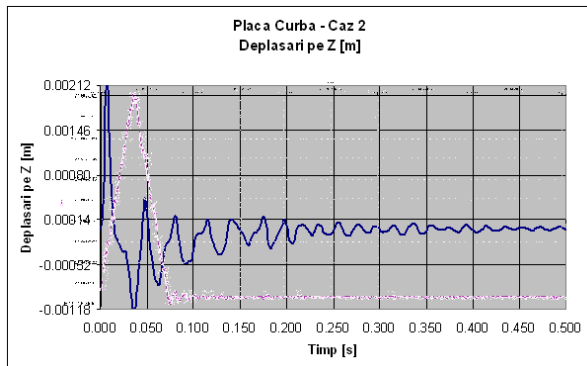
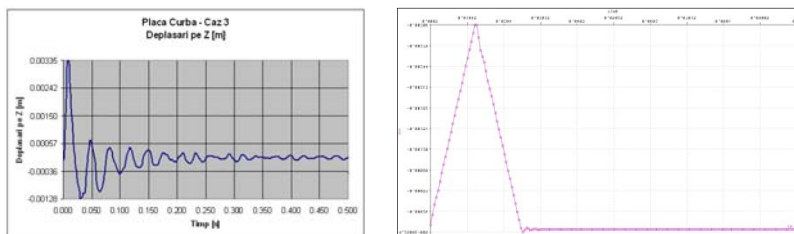


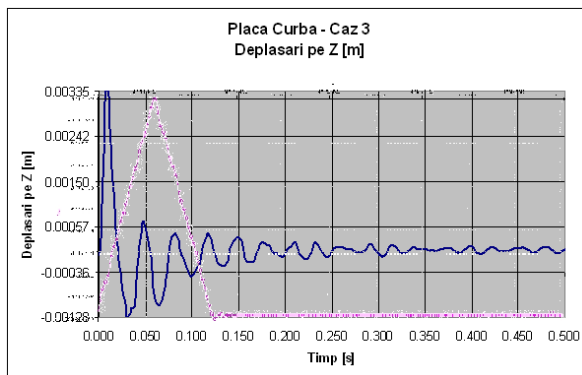
Fig.6.9 – Suprapunerea deplasărilor MEF și experimentale funcție de timp (fig.4.44, fig.5.24)

Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale



Deplasări experimentale

Deplasări MEF



**Fig.6.10** – Suprapunerea deplasărilor MEF și experimentale funcție de timp (fig.4.46, fig.5.26)

Deplasări MEF comparativ cu cele experimentale

Analizând cele 3 diagrame corespunzătoare cazurilor de încărcare se constată că:

1. În intervalul de timp pentru care a fost făcut studiul, respectiv 0-0,5 secunde, așa cum se poate observa fenomenele oscilatorii sunt asemănătoare ca formă la MEF și experiment, cu defazajele corespunzătoare de circa 0,0028 secunde

Se observă ca după 0,150 secunde valorile deplasărilor tind către zero.

2. Deplasările obținute prin MEF sunt aproximativ egale cu deplasările maxime obținute prin experiment.

3. Observația referitoare la suprapunerea diagramelor, făcută pentru placa plană, este valabilă și pentru placa curbă.

Admițând cele prezentate, se poate considera că experimentul a verificat modelarea numerică.

### 6.3 Compararea rezultatelor obținute prin MEF și Metoda experimentală la solicitarea de impact a plăcilor cu osaturi.

În tabelul 6.5 sunt prezentate rezultatele comparative pentru plăcile cu / fără osatură.

**Tabel 6.5** – Rezultate comparative pentru plăcile plane.

Tipul panoului	DEPLASĂRI			TENSIUNI VON MISES		
	Deplasări experimentale [mm]	Deplasări MEF [mm]	Abateri deplasări MEF - experiment t [%]	Tensiuni experimentale [Pa]	Tensiuni MEF [Pa]	Abateri tensiuni MEF - experiment t [%]
Placa plană fără osatură	13,4	13,07	2,4	2,52E+07	2,46E+07	2,3
Placa plană cu osatură pe o singură direcție	5,8	5,48	5,5	1,09E+07	1,03E+07	5,3
Placa plană cu osatură pe două direcții perpendiculare	3,8	3,77	0,8	7,16E+06	7,10E+06	0,79

**Tabelul 6.6** – Media abaterilor deplasărilor și tensiunilor pentru plăcile cu /fără osatură.

Caz de încărcare	Abateri deplasări MEF - experiment [%]	Abateri tensiuni MEF - experiment [%]
<b>1</b>	2,4	2,3
<b>2</b>	5,5	5,3
<b>3</b>	0,8	0,79
<b>Media abaterilor</b>	<b>2,9</b>	<b>2,79</b>

Din datele prezentate în tabelul 6.5 și 6.6 se putem concluziona următoarele:

- Abaterile deplasărilor și a tensiunilor se înscriu în valoarea maximă de 5,5% conform tabelului 6.5;

- Diferența abaterilor dintre tensiuni și deplasări este de 0,11% ceea ce demonstrează că rezultatele obținute nu sunt aceleași

- În ceea ce privește dispunerea osaturii, osatura simplă reduce valorile tensiunilor Von Mises, cu un procent de 41,92% față de placa fără osatură, în timp ce dispunerea osaturii duble micșorează nivelul tensiunilor față de placa fără osatură cu un procent de circa 98 %. Comparând cele două panouri cu osaturi, se observă că osatura dublă, față de osatura simplă, reduce nivelul tensiunilor Von Mises cu o valoare de circa 68%. Acest lucru era de așteptat.

- Referitor la distribuția tensiunilor și a deformațiilor, se observă din figurile 4.47, 4.48 Capitolul 4 și figura 5.25, Capitolul 5, că în cazul plăcilor cu osatură tensiunile și deformațiile sunt maxime în perimetrul încadrat de osatură, și minime în afara perimetrului. Prin urmare, osatura acționează ca o barieră, tensiunile și deformațiile fiind mici spre exterior.

- În ceea ce privesc plăcile cu simplă și dublă osatură, intervalul de timp în care pot fi studiate deformațiile maxime este extrem de scurt comparativ cu placa plană, iar valorile deformațiilor sunt mici, astfel încât o suprapunere a lor cu ajutorul metodei grafice nu este concludentă. Studiul comparativ al deplasărilor a fost realizat pe baza valorilor numerice centralizate în tabelul 6.5.

#### **6.4 Considerarea regimului liniar de vibrație la placa plană fără osatură și la placa curbă. Concluzii privitoare la modurile proprii de vibrație a plăcilor plane și curbe.**

Prin determinarea și introducerea în calcul a coeficienților de amortizare obținuți în Capitolul 4, se poate face o analiză liniară asupra modurilor proprii de vibrație pentru placa plană și placa curbă, folosind programul COSMOS/M.

Studiul vibrațiilor a fost făcut pentru 10 moduri de vibrație.

În continuare sunt prezentate, în mod tabelar, rezultatele primelor 10 moduri de vibrație pentru placa plană fără osatură și pentru placa curbă obținute numeric și experimental cu ajutorul sistemului ARAMIS/HS.

### **I. Placa plană fără osatură.**

#### **1. Punct de impact P1 conform figurii 6.1.**

**Tabelul 6.7 – Valorile frecvențelor proprii de vibrație și perioada de timp a vibrațiilor plăcii plane fără osatură.**

Mod vibrație	Frecvența COSMOS [Hz]	Perioada COSMOS [ $\times 10^{-2}$ s]	Frecvența ARAMIS [Hz]	Perioada ARAMIS [ $\times 10^{-2}$ s]	ABATERE Frecvență %	ABATERE Perioadă %
1	14,229	7,0277	14,27169	7,056537	<b>0,3</b>	<b>0,41</b>
2	29,031	3,444	29,84387	3,544326	<b>2,8</b>	<b>2,9</b>
3	29,046	3,4427	29,77215	3,532649	<b>2,5</b>	<b>2,6</b>
4	42,783	2,3373	44,15206	2,414747	<b>3,2</b>	<b>3,3</b>
5	52,175	1,9166	-	-	-	-
6	52,241	1,9079	-	-	-	-
7	65,250	1,5325	-	-	-	-
8	65,359	1,5300	-	-	-	-
9	83,456	1,1982	-	-	-	-
10	83,694	1,1948	-	-	-	-

## 2. Punct de impact P2 conform figurii 6.1.

**Tabelul 6.8** – Valorile frecvențelor proprii de vibrație și perioada de timp a vibrațiilor plăcii plane fără osatură.

Mod vibrație.	Frecvența COSMOS [Hz]	Perioada COSMOS [ $\times 10^{-2}$ s]	Frecvența ARAMIS [Hz]	Perioada ARAMIS [ $\times 10^{-2}$ s]	ABATERE Frecvență %	ABATERE Perioadă %
1	14,216	7,0330	14,28708	7,078767	<b>0,5</b>	<b>0,65</b>
2	29,076	3,4910	29,42491	3,538191	<b>1,2</b>	<b>1,35</b>
3	29,080	3,4386	29,60344	3,505746	<b>1,8</b>	<b>1,95</b>
4	42,858	2,3334	43,50087	2,371954	<b>1,5</b>	<b>1,65</b>
5	52,102	1,9192	-	-	-	-
6	52,455	1,91063	-	-	-	-
7	65,326	1,5307	-	-	-	-
8	65,374	1,5296	-	-	-	-
9	83,748	1,1940	-	-	-	-
10	83,769	1,1937	-	-	-	-

Analizând valorile frecvențelor de vibrație a plăcii plane, corespunzătoare punctelor de impact P1 și P2 concluzionăm că:

- Frecvențele de oscilație în cazul impactului plăcii în punctul P2 sunt constant mai mari cu un procent de circa 2% față de frecvențele de oscilație în cazul impactului în punctul P1.

- Perioadele de oscilație în cazul impactului în punctul P2 sunt mai mari cu 1,3% decât în cazul impactului în punctul P1.

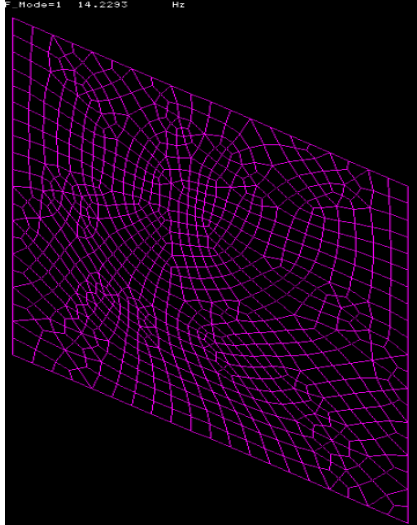
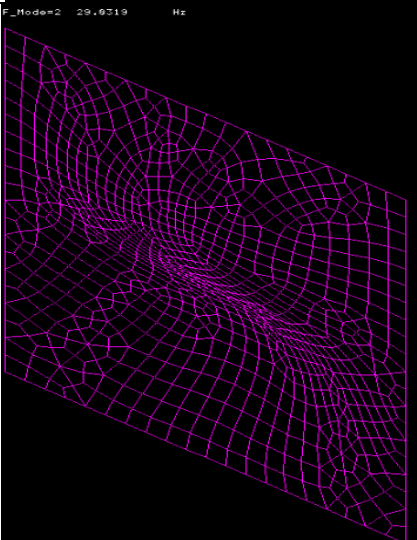
Urmare a acestor constatări se poate afirma că:

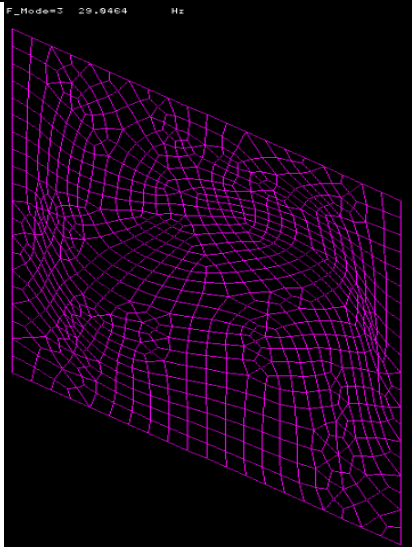
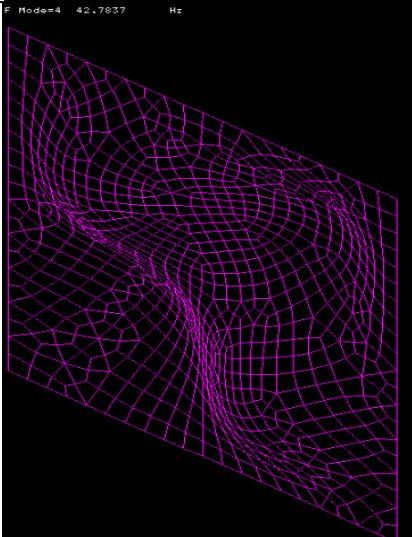
1. Dacă punctul de impact este mai apropiat de o suprafață de prindere (în cazul nostru P1 este mai apropiat de punctele de încastrare superioară a plăcii ) frecvențele proprii de vibrație și perioadele de vibrație sunt mai mici decât în cazul unui impact în centrul plăcii.

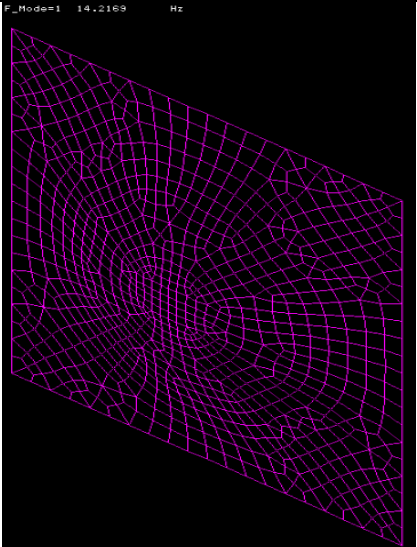
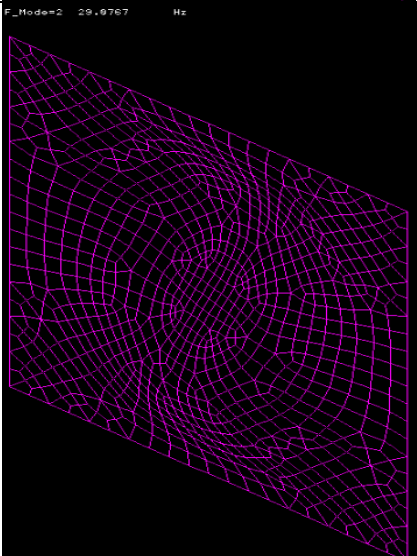
2. În ceea ce privește numărul frecvențelor care sunt utile în diferitele studii, acestea sunt 4 (maxim 6 frecvențe). Pe baza lor se poate face și o estimare, în mod empiric, conform observațiilor și comparațiilor cu frecvențele obținute la alte corpuri, aspra modului de deformație a corpului supus impactului (încovoiere, torsiune, sau o combinație între cele două moduri de deformație). În cazul nostru deformația plăcii este încovoiere. Acest lucru este prezentat în tabelul 6.9 unde sunt surprinse primele 4 moduri de vibrație ale plăcii plane, în urma impactului în punctele P1 și P2.

3. Referitor la abaterile frecvențelor și a perioadelor de timp obținute prin metoda teoretică și metoda experimentală, acestea variază neliniar, și sunt în jurul valorii de 2%. Lucrul acesta se datorează imperfecțiunilor materialului compozit, datorită tehnologiei de execuție și a vibrației proprii a standului.

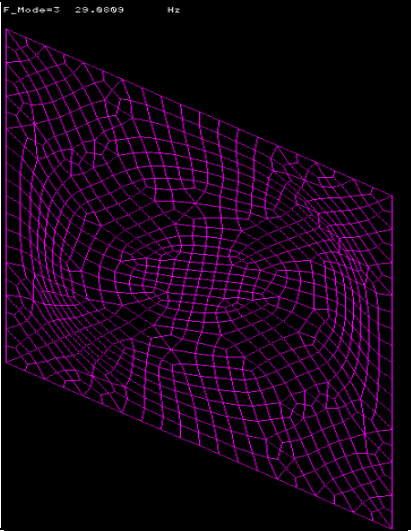
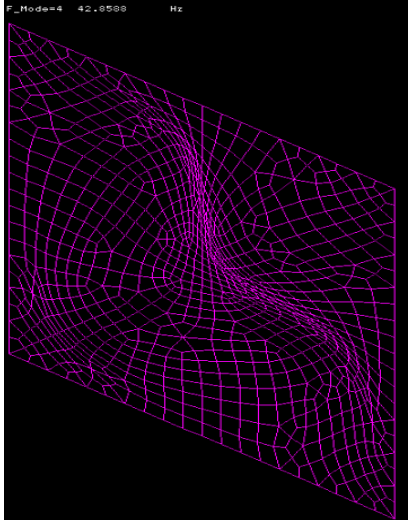
**Tabelul 6.9** – Moduri proprii de vibrație al plăcii plane

Punct de impact	Frecvența [Hz]	Mod de vibrație
P1	14,229	
P1	29,031	

P1	29,046	
P1	42,783	

P2	14,216	
P2	29,076	



P2	29,080	
P2	42,858	

## II. Placa curbă.

Pentru placa curbă, punctul de impact P3 a fost situat în centru în punctul de maximă convexitate. În tabelul 6.10 redăm frecvențele și perioadele corespunzătoare primelor 10 moduri de vibrație.

**Tabelul 6.10** – Valorile frecvențelor de vibrație și perioada de timp avibrațiilor plăcii curbe.

Mod vibrație.	Frecvența COSMOS [Hz]	Perioada COSMOS [ $\times 10^{-2}$ s]	Frecvența ARAMIS [Hz]	Perioada ARAMIS [ $\times 10^{-2}$ s]	ABATERE Frecvență %	ABATERE Perioadă %
1	725,070	1,3791	730,8706	1,390411	0,8	0,82

2	725,358	1,3786	734,7877	1,396801	<b>1,3</b>	<b>1,32</b>
3	793,350	1,2604	810,0104	1,287126	<b>2,1</b>	<b>2,22</b>
4	908,975	1,1001	931,6994	1,127828	<b>2,5</b>	<b>2,59</b>
5	909,294	1,0997	-	-	-	-
6	921,122	1,08563	-	-	-	-
7	973,063	1,0276	-	-	-	-
8	973,407	1,0273	-	-	-	-
9	976,613	1,0239	-	-	-	-
10	980,977	1,0193	-	-	-	-

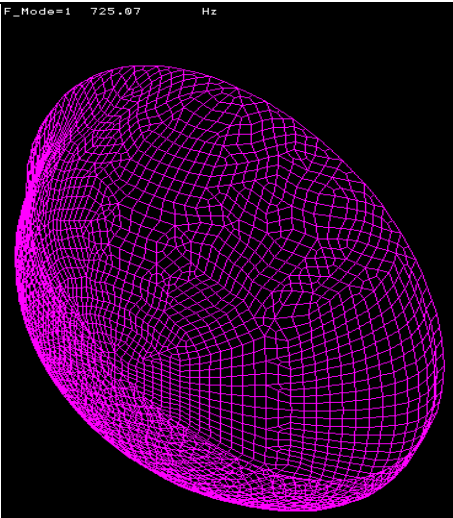
Analizând datele prezentate în tabelul 6.10 concluzionăm următoarele:

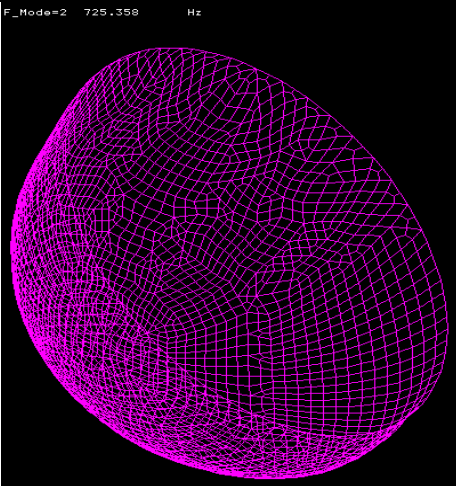
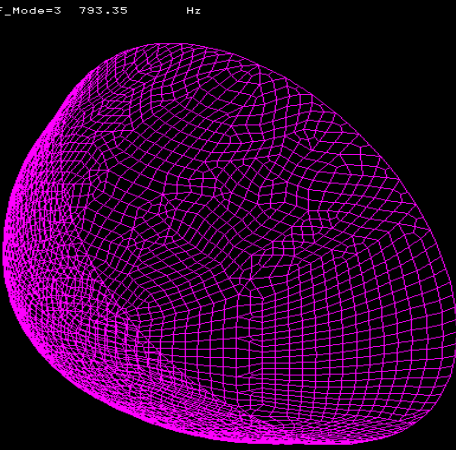
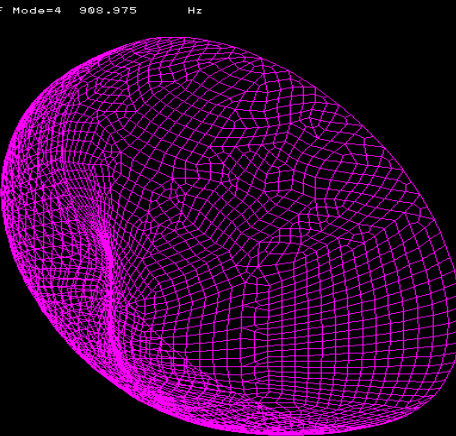
- frecvențele de vibrație proprii au valori mai mari decât în cazul plăcilor plane în cazul aplicării unor forțe de impact duble față de cele aplicate plăcilor plane. Pentru valori ale forțelor de impact sub 100 N rezultatele nu sunt relevante.

- modul de deformare al plăcii curbe este tot încovoiere, așa cum rezultă din tabelul 6.11.

- variațiile frecvențelor și a perioadelor de vibrație teoretice față de cele reale sunt în jurul valorii de 1,86%.

**Tabelul 6.11 – Moduri proprii de vibrație al plăcii curbe.**

Punct de impact	Frecvența [Hz.]	Mod de vibrație
P3	725,070	

P3	725,358	 <p>F_Mode=2 725.358 Hz</p>	
P3	793,350	 <p>F_Mode=3 793.35 Hz</p>	
P3	908,975	 <p>F_Mode=4 908.975 Hz</p>	

## 6.5 Concluzii asupra studiului plăcilor plane și curbe cu/fără osatură.

► Diferențele apărute între metoda teoretică (MEF) și metoda experimentală se datorează influenței unor factori aleatorii care nu pot fi estimați:

1. Unul din acestea este că, teoretic, compozitul este considerat izotrop, ceea ce influențează într-o oarecare măsură rezultatele modelărilor numerice;

2. Al doilea factor a fost acela că la un anumit moment de timp după producerea impactului, cu toate că standul a fost rigid, au apărut niște vibrații perturbatoare care au avut mici influențe asupra măsurării deformațiilor cu ajutorul sistemului ARAMIS H/S. Unda perturbatoare, poate fi observată în diagramele deplasare/timp redată în capitolul 5.

Influențele perturbatoare prezentate mai sus, nu au fost importanță majoră, asupra datelor experimentale, prin urmare putem afirma că metoda numerică utilizată pentru studiul impactului a fost confirmată și experimental, iar rezultatele sunt apropiate ceea ce arată că modelarea numerică a fost bine aleasă.

► Diferențele de valori obținute prin Metoda Numerică comparativ cu Metoda experimentală, s-au datorat și **erorilor instrumentale** (cauzate de mijloacele de măsurare). Totuși, incertitudinea de măsurare se află între valori rezonabile care nu au influențat semnificativ rezultatele.

► Algoritmul utilizat pentru efectuarea cercetării, a conținut 4 mari etape, așa cum schematic este redat în figura 6.1:

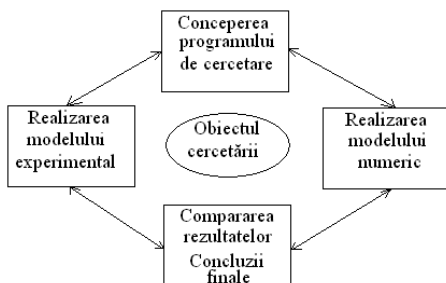


Fig. 6.11 - Algoritmul general al cercetării experimentale și numerice

După cum rezultă din figura, 6.11 aceste cicluri sunt iterative, în acest mod realizându-se o investigare completă a subiectului.

► În acest capitol a fost efectuată și o analiză modală, considerând un regim liniar de vibrație, în urma cărora au fost obținute date relevante asupra modului propriu de vibrație a plăcilor supuse experimentelor. Efectuarea unei

analize modale neliniare necesită o aparatură mai deosebită care în momentul de față nu este disponibilă în cadrul Universității.

## 6.6 Analiza economică comparativă a unor structuri navale

### Realizate din oțel comparativ cu poliester armat cu fibre de sticlă.

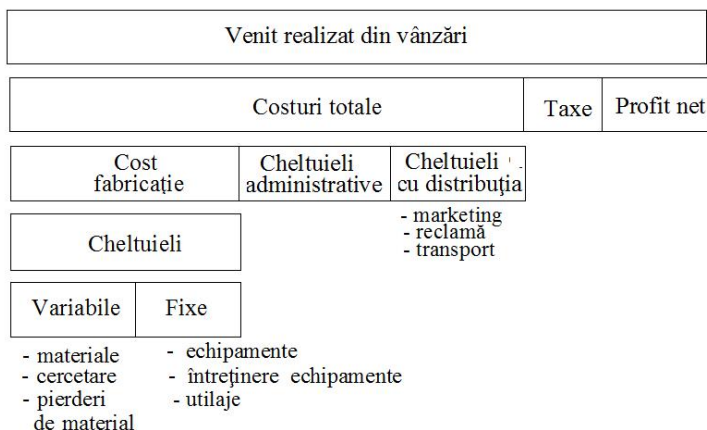
#### 6.6.1. Estimarea costurilor de fabricație a unui reper din oțel comparativ cu cel din material compozit.

Încă din faza de proiectare, în funcție de solicitările la care este supus elementul respectiv se poate face o analiză preliminară, de către proiectant, asupra posibilității de înlocuire a unui material metalic (de exemplu oțelul), cu un material compozit de tip PAFS.

Pe lângă avantajele legate de un raport bun rezistență – greutate în favoarea compozitelor, un alt avantaj major este acela ca pot fi asimilate repere complicate cu mai multe subansamble, executate din oțel cu unul singur realizat din material compozit. Principiile studiului a avut la bază lucrările următorilor autori: Bader M.G.[22], Clark J.P. [46], Karbhari V.M [112], și Kendall K [113].

#### 6.6.2. Tehnica modelării costurilor la elementele din materialele compozite comparativ cu cele realizate din oțel.

Elementele principale privind formarea prețului sunt conform figurii 6.2.



**Fig. 6.12** – Elementele de formare a prețului.

În cele ce urmează vom compara toate elementele care sunt cuprinse în figura de mai sus, pentru un reper realizat din oțel și același element realizat din material compozit de tip PAFS.

### 6.6.3. Ipoteze de studiu ale costurilor de fabricație.

Pentru compararea costurilor totale de fabricație facem următoarele ipoteze de lucru:

1. Grad de complexitate reper: mediu. În cazul oțelului tehnologia de asamblare este prin sudură.
2. Tip serie reperi: mică (sub 10 bucăți) și mare (număr de bucăți peste 100).
3. Gradul de complexitate al utilajelor cu care se obțin repererele : mediu.
4. Cheltuielile fixe, inclusiv cu forța de muncă: identice.
5. Cheltuielile administrative și cu distribuția: identice.

### 6.6.4. Costuri comparative de realizarea unui reper Oțel-PAFS .

În tabelul 6.12 sunt redată comparativ principalele elemente care concură la realizarea prețului unui reper de complexitate medie, realizat din oțel comparativ cu același element realizat din PAFS.

**Tabel 6.12** – Comparație reper realizat din oțel – PAFS la producția de serie mică

(<10 bucăți).

Preț [€/kg]	Oțel	PAFS	Observații
<b>Materie primă</b>	0,65	0,68	
<b>Matrițe, SDV-uri</b>	0,32	2,18	Compozit - matrița de turnare (metoda formării manuale)
<b>Materiale auxiliare</b>	0,22	0,12	Oțel - sârmă de sudură, pietre de polizor, etc.
<b>Manoperă</b>	0,14	0,22	
<b>TOTAL</b>	1,33	3,2	

Tabelul 6.13 conține aceleași informații legate de preț, dar pentru cazul unei serii mari.(mai mult de 100 buc.)

**Tabel 6.13** – Comparație reper realizat din oțel – PAFS în cazul producției de serie mare.

(>100 bucăți)

Preț [€/kg]	Oțel	PAFS	Observații
<b>Materie primă</b>	0,65	0,68	
<b>Matrițe, SDV-uri</b>	0,32	0,021	Compozit - matrița de turnare (metoda formării manuale)
<b>Materiale auxiliare</b>	0,22	0,12	Oțel - sarma de sudură, pietre de polizor, etc.
<b>Manoperă</b>	0,14	0,22	
<b>TOTAL</b>	1,33	1,041	

Datele prezentate în aceste tabele reprezintă valori ale pieței la momentul anului 2010, și au fost preluate de la două companii românești care fabrică componente navale din oțel și respectiv din PAFS.

### **6.7 Concluzii referitoare la posibilitățile de înlocuire a reperelor realizate din materiale tradiționale cu PAFS.**

► Comparând datele din cele tabelele 6.11 și 6.12 concluzionăm că realizarea unor reperi din PAFS, este rentabilă doar în cazul unei producții de serie mare și de masă.

► În cazul unor reperi cu o formă complexă, chiar dacă numărul lor nu se încadrează la o producție mare, poate fi mai economică varianta realizării din PAFS față de oțel. Cel mai simplu exemplu ar fi acela al elementului de formă toroidală care protejează radarele navelor cât și cel aflat la partea din față a aeronavelor tot cu rol de protecție al radarului.

► Înlocuirea materialelor tradiționale cu compozite de tip PAFS poate fi făcută după stabilirea încărcărilor și testarea materialului în condiții reale de lucru.

## CAPITOLUL 7

### CONTRIBUȚII ȘI CONCLUZII REFERITOARE LA STUDIUL IMPACTULUI ASUPRA STRUCTURILOR NAVALE CONFEȚIONATE DIN MATERIALE COMPOZITE TIP PAFS

În principal, aceasta lucrare a adus următoarele contribuții la studiul materialelor compozite de tip PAFS:

1.- Determinarea pentru armătură și *matricea folosită*, a caracteristicilor mecanice de material. Determinarea optimului raportului *masă armătură / masă rășină* pentru obținerea unor caracteristici mecanice superioare ale materialului compozit;

2.- Optimizarea *dispunerii armăturii* la plăcile multistrat din PAFS în vederea îmbunătățirii comportării la solicitări statice și dinamice;

3.- Stabilirea influenței solicitării asupra modului în care se consideră *anizotropia, ortotropia și izotropia la PAFS*;

4.- Stabilirea modului de comportare a materialului compozit PAFS în modelările numerice ca un *material izotrop*;

5.- Determinarea prin calcul folosind date experimentale a *coeficientului de amortizare* structurală pentru materialele compozite (PAFS);

6.- Modelarea numerică a *solicitării de impact* aplicată materialelor compozite (PAFS);

7.- Proiectarea programului de probe pentru *solicitarea de impact* aplicată materialelor compozite (PAFS);

8.- Modelarea experimentală a *solicitării de impact* aplicată materialelor compozite (PAFS);

9.- Folosirea *metodelor optice, nedistructive de măsurarea* a deformațiilor materialelor compozite (PAFS) folosind Aramis HS;

10.- *Aprecieri asupra posibilităților de înlocuire* a unor structuri navale confecționate din oțel cu structuri confecționate din materiale compozite.

**1. Determinarea pentru armătură și matricea folosită, a caracteristicilor mecanice de material. Determinarea optimului raportului masă armătură/masă rășină pentru obținerea unor caracteristici mecanice superioare ale materialului compozit.**

Verificarea caracteristicilor mecanice ale unui material se face prin teste statice.



Un material este caracterizat din punct de vedere mecanic, dacă sunt cunoscute următoarele elemente:

- Modulul de elasticitate longitudinal (modulul lui Young)-  $E$  [Pa];
- Coeficientul de contracție transversală –  $\nu$ ;
- Rezistența la rupere –  $\sigma_r$  [Pa];
- Deformația specifică longitudinală –  $\varepsilon_1$  [m/m];

Au fost realizate epruvete din plăci de PAFS cu diferite unghiuri de orientare a armăturilor care au fost solicitate axial, la mașina de tracționat cu video-extensometru de 5000 N, din cadrul Catedrei “Tehnologia Construcțiilor de Mașini” a Universității ”Dunărea de Jos” din Galați.

În urma testelor s-a concluzionat că optimul de material este cel cu laminele dispuse în cruce la  $0^0$ - $90^0$  față de direcția de acționare a forței și s-au determinat experimental caracteristicile mecanice ale plăcii. Acest lucru a fost consemnat în Capitolul 4, tabelul 4.2.

Trebuie menționat faptul că poliesterul AROPOL M105 TA folosit ca matrice este un material agreat în construcția de nave.

Armătura a fost realizată din fibre de tip „E” (pe bază de borosilicat de aluminiu), având o structură plană și o arhitectura unistrat a fiecărei lamine.

Modelările numerice și experimentale au fost făcute pentru materialul de tip placă din PAFS cu grosimea de 4 mm (3 straturi), și dispunerea laminelor la  $0^0$ -  $90^0$ .

În ceea ce privește raportul optim dintre masă armătură / masă rășină, pe baza testelor s-a constatat că un optim este atins atunci când masa armăturii reprezintă 30% din masa totală.

## **2. Optimizarea dispunerii armăturii la plăcile multistrat din PAFS în vederea îmbunătățirii comportării la solicitări statice și dinamice a materialelor compozite.**

În Capitolul 2 al acestei lucrări, au fost clasificate și descrise pe scurt, principalele tipuri de materiale compozite. Studiul în sine a fost efectuat pe materiale compozite de tip placă din PAFS, deoarece așa cum am arătat în Capitolul 1 sunt cel mai des utilizate. Având în vedere ca studiul materialelor compozite se face conform teoriei elasticității, am definit noțiunile de tensiuni normale și tensiuni tangențiale. Acestea au fost descrise, având la bază legea generalizată a lui Hooke. S-a pornit de la ideea că materialele compozite sunt considerate anizotrope, și prin particularizare, folosind ipoteze simplificatoare, s-au descris condițiile în care compozitul poate fi privit ca material ortotrop și, în final izotrop. Pentru fiecare caz s-au studiat legătura dintre tensiuni și deformații și s-a concluzionat că, în anumite condiții plăcile de tip PAFS, fac parte din categoria materialelor izotrope, fapt care a fost

arătat în Capitolul 4, prin testele la tracțiune pe eșantioane de PAFS, deoarece au o comportare liniară, în momentul în care direcția forței de acționare este pe direcția fibrelor. De asemenea, tot în Capitolul 2 s-au prezentat și câteva modalități de calcul empiric privitoare la estimarea caracteristicilor mecanice principale. Acestea depind de caracteristicile rășinii, al materialului din care sunt realizate laminele, și de dispunerea laminelor funcție de direcțiile de aplicare a forțelor. O primă concluzie la care s-a ajuns este că :

Estimarea caracteristicilor fizico-elastice și mecanice ale materialului compozit se realizează, într-o primă fază plecând de la caracteristicile fiecăruia din constituenți folosind *regula amestecului*.

- Se folosesc două modalități de calcul simple, pentru estimarea proprietăților mecanice: una pentru *armătură unidirecțională* și una pentru *armătură bidirecțională*.

- Rezistențele la rupere ale laminei se determină experimental considerând comportarea materialului ca fiind liniar elastică.

- Testele de rezistență se fac în conformitate cu standardul NF T 51-034 sau ASTM D 3039.

- În cazul formării compozitului sub presiune, în matriță este importantă temperatura și presiunea la care este presată matricea.

Pentru calculul structurilor și optimizarea dispunerii împâsliturii se folosesc două teorii de calcul :

- Teoria Tensiunilor maxime.

- Teoria deformațiilor maxime.

Cu o bună aproximare, pentru studiul materialelor compozite de tip PAFS, se folosește Teoria Tensiunilor maxime.

Determinarea rezistenței unui material compozit stratificat armat cu fibre de sticlă se bazează pe analiza stării de tensiuni din fiecare lamină în parte și pe estimarea rezistenței fiecărei lamine. Criteriile după care se fac aceste analize se numesc *criterii de cedare*. Criteriul de cedare cel mai des utilizat este criteriul Tsai – Hill. Acest criteriu reprezintă o generalizare a criteriului izotrop al lui Von Mises, prin care se pot determina tensiunile limită. Pornind de la datele enumerate mai sus, și de la indicațiile din literatura studiată, am considerat că un compozit optim de compozit tip placă PAFS se consideră a fi atins dacă se respectă următoarele reguli:

- Laminele cu orientarea la  $90^0$  față de direcția forțelor trebuie plasate la suprafața semifabricatului, apoi cele orientate la  $45^0$  și  $-45^0$ , după care cele la  $0^0$  trebuie dispuse pe direcția dominantă a rezultatelor încărcărilor.

- Nu se vor utiliza mai mult de 4 lamine dispuse una peste alta, cu o singură orientare.

Conform celor prezentate mai sus, am realizat mostre de material compozit de tip PAFS, la SC SPAT BOATS SA – Galați. Plăcile au avut

dispunerea laminelor la unghiuri de  $30^0, 45^0, 60^0, 90^0$  și grosime aproximativ 4 mm. Tehnica folosită pentru realizarea lor a fost cea manuală.

- Tehnologia de formare manuală, prezintă avantajul unei tehnologii ieftine din punct de vedere economic, însă are dezavantajul că aerul dintre armătură și rășină nu poate fi eliminat fapt care duce la o structură cu posibile defecte.

- În practică, neglijarea orientării fibrelor după o direcție optimă duce la dublarea sau chiar triplarea grosimii compozitului ceea ce înseamnă un consum mai mare de materiale (rășină și armătură) din partea fabricantului, care în final se răsfrânge asupra greutateii compozitului, în sensul creșterii. Extrapolând acest lucru asupra unui caz concret cum ar fi corpul unei bărci de agrement, o greutate mai mare reprezintă un consum mai mare de combustibil în timpul marșului.

### **3. Stabilirea influenței solicitării asupra modului în care se consideră anizotropia, ortotropia și izotropia la PAFS.**

În ceea ce privește considerarea anizotropiei, ortotropiei și izotropiei la poliester armat cu fibră de sticlă (PAFS) în Capitolul 3 a fost particularizată legea generalizată a lui Hooke, pentru materialele compozite cu comportare anizotropă, ortotropă și izotropă exemplificând-se și câteva tipuri de compozite. Schematizarea prezentată în Tabelul 3.1 redă într-un mod succint dar concis, legile după care se vor studia compozitele în funcție de modul de comportare conform teoriei elasticității. Acest lucru a fost dedus în urma faptului că la solicitarea axială prin tracțiune compozitul a avut o comportare liniară.

### **4. Stabilirea modului de comportare a materialului compozit PAFS în modelările numerice ca un *material izotrop*.**

După determinarea caracteristicilor mecanice principale, au fost supuse comparației, folosind programul de analiză liniară, COSMOS/M 2 tipuri de compozite primul cu comportare anizotropă (ortotropă) realizat din straturi succesive de rășină – armătură numit ”stratificat”, și cel de-al doilea cu o comportare izotropă numit ”omogen”, realizat din straturi succesive de armătură cuprinse între două straturi de rășină. Din analiza datelor rezultate în urma analizei numerice și experimentale, s-a constata că materialul ”omogen” care are aceeași structură cu compozitul studiat, are comportamentul unui material *izotrop*. Prin urmare studiul impactului ținând cont de caracterul izotrop al compozitului.

## **5. Determinarea prin calcul a coeficientului de amortizare structurală pentru materialele compozite.**

Amortizarea structurală joacă un rol important în obținerea unui răspuns dinamic prin modelare numerică, cât mai apropiat de rezultatele reale.

Principalele cauze ale amortizării vibrațiilor unei structuri deformabile sunt neelasticitatea materialelor – care produce “amortizarea internă”, frecările între elementele componente – care produc “amortizarea de structură” și frecările cu mediul ambiant – care produc “amortizarea externă”.

Amortizarea se caracterizează printr-un coeficient de amortizare care a fost determinat printr-o *metoda de identificare dinamică* a sistemului mecanic. Această metodă a fost prezentată în Capitolul 4, Figura 4.21 și Figura 4.22.

Asupra sistemului real respectiv a plăcii din PAFS a fost aplicată o solicitare cunoscută, periodică, tranzitorie sau aleatoare și s-a măsurat răspunsul sistemului în punctele de interes. Graficele funcțiilor de transfer furnizează date cantitative numai asupra configurației particulare din timpul încercării, fiind limitate strict la structura încercată, la forțele aplicate și la punctele în care s-a măsurat răspunsul. De multe ori interesează însă, care va fi răspunsul în punctele de măsurare, în cazul unor condiții diferite de solicitare, sau în cazul unor modificări în configurația sau rezemarea structurii. Pentru aprecierea efectului acestor modificări asupra răspunsului dinamic se recurge la realizarea unui model al structurii.

Pentru evaluarea amortizării modelelor numerice, s-a recurs la compararea deplasărilor maxime conform MEF și modelului experimental, și au fost armonizate astfel încât valorile amplitudinilor maxime pentru primele șase moduri de vibrație să coincidă pentru fiecare caz de încărcare. S-a constatat că diferențele nu au fost semnificative, prin urmare s-a procedat la calcularea unui coeficient mediu de amortizare. Acest coeficient are valoarea de 0.00154 și a fost prezentat în Tabelul 4.12 din Capitolul 4. Coeficientul de amortizare structurală a fost introdus valoric în sistemul de calcul Cosmos/M cu care s-a realizat modelarea finită a elementelor de tip placă.

## **6. Modelarea numerică a impactului asupra materialelor compozite.**

Modelările numerice folosind Metoda Elementului Finit, au fost făcute pentru următoarele tipuri de plăci realizate din material compozit:

I. Placă plană fără osatură.

II. Placă curbă.

III. Placă plană cu osatură pe o singură direcție.

IV. Placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare.

În Capitolul 5 s-au realizat modelările numerice folosind programul Cosmos/M, și s-a simulat comportarea la șoc a celor patru tipuri de panouri enumerate mai sus.

Pentru modelarea prin MEF folosind programul Cosmos/M, s-au stabilit 5 cazuri de încărcare pentru placa fără osatură, 3 cazuri pentru placa curbă și un singur caz de încărcare pentru placa plană fără osatură, placă plană cu osatură pe o singură direcție și placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare. Ipotezele de încărcare au fost prezentate în Capitolul 4 Tabelele 4.13, 4.14 și 4.15.

Direcțiile de studiu au fost:

- Aflarea tensiunilor și a deformațiilor maxime a plăcii plane fără osatură și a plăcii curbe în puncte diferite de impact.

- Studiul la impact al plăcii plană fără osatură comparativ cu placă plană cu osatură pe o singură direcție și placă plană cu osatură pe două direcții perpendiculare. În acest fel se poate vedea pentru a vedea influența osaturii asupra rezistenței plăcii.

- Prin modelarea folosind MEF, cu ajutorul programului Cosmos/M s-au obținut valori ale tensiunilor maxime și ale deplasărilor maxime, care au fost centralizate în Capitolul 6.

- Datele obținute din modelarea numerică vor fi comparate cu cele obținute prin metoda experimentală, în felul acesta putând observa dacă ipoteza de asimilare a unui compozit de tip PAFS a fost corect aleasă, iar valorile obținute pot fi folosite pentru proiectarea unei structuri din acest tip de compozit. Este foarte important ca din faza de concepție să fie ales un material corespunzător, iar datele să fie confirmate prin teste de laborator, pentru ca ulterior materialul să fie asimilat în faza de producție.

- De asemenea au fost obținute date despre dispunerea deplasărilor maxime pe scara timpului și suprapunerea datelor teoretice cu cele experimentale folosind metoda grafică.

## **7. Proiectarea programului de probe pentru solicitarea de impact aplicată materialelor compozite (PAFS).**

În literatura de specialitate din domeniul compozitelor, nu este prezentată o procedură standard pentru testarea la impact în condiții de laborator a compozitului a cărui structură a fost proiectată și realizată fizic. În Capitolului 5, al prezentei lucrări, a fost descrisă o succesiune de pași, care pot fi considerați standard, pentru testarea materialelor compozite de tip placă din PAFS. Procedura de testare are următorii pași:

1. Determinarea caracteristicilor principale (modul de elasticitate, coeficientul lui Poisson) compozitului prin probe statice.

2. Realizarea unui stand de testare constând din:

- sistem rigid de prindere a plăcilor confecționat din oțel ;

-corp seric din oțel cu care s-a realizat impactul specimenelor având greutatea cunoscută de 4,07 kg;

- sistem optic de măsurare a deformațiilor ARAMIS HS, de proveniență GOM Germania;

3. Postprocesarea datelor experimentale – respectiv, determinarea tensiunilor și a deformațiilor maxime obținute cu sistemul ARAMIS H/S, și compararea cu rezultatele obținute prin MEF folosind software-uri specializate, Cosmos/M. În final după comparație, s-a concluzionat că modelul teoretic a fost corect configurat.

### **8. Modelarea experimentală a impactului asupra materialelor compozite.**

Prin metoda experimentală prezentată în cadrul Capitolului 5, s-a urmărit obținerea tensiunilor și a deformațiilor maxime pentru tipurile de plăci amintite la punctul 6, și compararea rezultatelor obținute experimental cu cele obținute teoretic.

Valorile deformațiilor au fost măsurate cu ajutorul sistemului optic Aramis HS, iar tensiunile echivalente Von Mises s-au obținut prin calcul tabelar din valorile deformațiilor specifice echivalente măsurate cu ajutorul sistemului ARAMIS înmulțite cu valoarea modulului de elasticitate longitudinal  $E=1,8844E+09$  Pa.

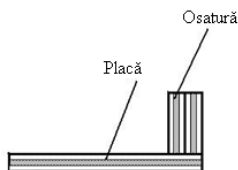
Din comparația datelor obținute teoretic și experimental s-a constatat că:

- Rezultatele folosind MEF și Metoda experimentală sunt apropiate ca valori, cu o diferență de maxim 12% prin urmare caracteristicile compozitului pot fi estimate încă din faza de proiectare cu o bună aproximare;

- Abaterile deplasărilor și a tensiunilor von Mises rezultate folosind MEF și Metoda experimentală sunt mici, ceea ce înseamnă că aceste două metode au fost corect aplicate;

- În ceea ce privește dispunerea osaturii, osatura simplă reduce valorile tensiunilor Von Mises, cu un procent de 41,92% față de placa fără osatură, în timp ce dispunerea osaturii duble micșorează nivelul tensiunilor cu un procent de circa 98 %. Comparând cele două panouri cu osaturi, se observă că osatura dublă, față de osatura simplă, reduce nivelul tensiunilor Von Mises cu o valoare de circa 68%;

- Referitor la distribuția tensiunilor și a deformațiilor, se observă în cazul plăcilor cu osatură tensiunile și deformațiile sunt maxime în perimetrul încadrat de osatură, și minime în afara perimetrului. Prin urmare, osatura acționează ca o barieră, tensiunile și deformațiile fiind mici spre exterior. Menționăm că joncțiunea osaturii nu a asigurat continuitatea laminelor, ci a fost dispusă ulterior prin adăugare ca în Figura 7.1.



Placă cu osatură pe o singură direcție



Placă cu osatură pe două direcții perpendiculare



Detaliu de prindere Placă – Osatură

**Fig.7.1** – Detaliu de prindere a osaturii

## 9. Folosirea metodelor optice, nedistructive de măsurarea a deformațiilor materialelor compozite (PAFS) folosind Aramis HS

Metoda în sine se bazează pe compararea în diverse stadii de solicitare a distanțelor dintre puncte de reper. Prin apariția computerelor performante și a unor programe de calculator dedicate studiului, a fost posibilă transformarea efectelor optice în semnale digitale care, prelucrate, dau informații asupra stării de tensiune la suprafața structurilor.

Pentru studiul stării de deformații la solicitarea de impact a unui plăcilor confecționate din PAFS s-a folosit sistemul ARAMIS HS, produs de compania germană GOM. Echipamentul se află în cadrul laboratorului de Rezistența Materialelor din Facultății de Nave a Universității ”Dunărea de Jos” din Galați.

Sistemul ARAMIS HS utilizează tehnicile de ultimă oră de măsurare optică a deformațiilor tridimensionale și a deformațiilor specifice, având aplicabilitate în următoarele domenii:

- testarea materialelor;
- determinarea caracteristicilor de rezistență;
- dimensionarea componentelor;
- testarea comportamentului neliniar;
- caracterizarea proceselor de fluaj și îmbătrânire;
- verificarea modelelor FEM;
- determinarea caracteristicilor de material;

- analiza comportamentului materialelor omogene și neomogene în timpul deformării;

- calculul deformațiilor specifice.

Sistemul ARAMIS HS împreună cu softul specializat analizează și calculează deformațiile materialelor. Reprezentarea grafică a rezultatelor măsurătorilor asigură o interpretare corectă a comportamentului obiectului ce va fi supus testării. Acest sistem este utilizat pentru măsurarea deformațiilor obiectelor sub acțiunea unor sarcini statice sau dinamice.

Sistemul ARAMIS HS prezintă următoarele caracteristici:

- este utilizat ca sistem de măsură 2D și 3D;

- împarte imaginile înregistrate în fațete dreptunghiulare sau pătrate;

- variațiile condițiilor de luminozitate din diferite imagini sunt compensate în mod automat;

- pregătire simplă a specimenului, prin aplicarea unei texturi stocastice sau regulate în cazul în care suprafața nu este suficient structurată;

- suprafață de măsurare mare: cu același senzor se pot testa obiecte de diferite dimensiuni (de la 200 mm la 2000 mm); deformațiile măsurate pot începe de la 0.05% și pot depăși 100%;

- permite reprezentarea grafică 3D a rezultatelor măsurătorilor, folosind o densitate mare de puncte;

- reprezentarea grafică a rezultatelor asigură o înțelegere optimă a comportamentului obiectului;

- permite calculul și afișarea rezultatelor, folosind reprezentări color predefinite;

- se pot genera rapoarte și funcții de export a datelor măsurate;

- prezintă posibilități de automatizare cu ajutorul macro-comenzilor.

avantajul metodei este acela că materialul nu este influențat în structură, fiind o metodă nedistructivă.

Diferențele de valori obținute prin Metoda experimentală, comparativ cu Metoda Numerică, indică faptul că erorile de măsurare s-au datorat erorilor de model (cauzate de imperfecțiunile de model asociate măsurandului) și erorilor instrumentale (cauzate de mijloacele de măsurare). Utilizând acest echipament s-a observat că incertitudinea de măsurare se află între valori rezonabile.

## **10. Aprecieri asupra posibilităților de înlocuire a unor structuri navale confecționate din oțel cu structuri confecționate din materiale compozite.**

În Capitolul 6, s-a efectuat un studiu din punct de vedere economic asupra posibilităților de înlocuire a unor structuri din oțel cu structuri din materiale compozite, și a arătat că este rentabil acest lucru în cazul unor producții de serie mare și de masă, sau în cazul unor repere deosebit de



complexe ca geometri, care înglobează mult material metalic cu grosimi diferite.

De asemenea s-a specificat faptul că, pentru a asimila un compozit în fabricație este necesar a fi cunoscute încărcările care acționează asupra reperului în condiții reale, și studiat cu ajutorul unui software cu care se poate realiza o modelare tip MEF, în felul acesta concluzionându-se dacă elementul întrunește condițiile unei exploatări sigure.

### **Concluzii.**

Dezvoltarea rapidă a ambarcațiunilor din PAFS a fost posibilă datorită avantajelor pe care le aduce materialul: greutate redusă, preț scăzut al materiei prime, preț scăzut al produsului final în cazul unei producții de serie mare precum și posibilitatea realizării unor forme complexe pentru diferitele elemente folosite la construcția navei.

Pe lângă construcția de nave de agrement și utilitare al căror corp este realizat din PAFS, aplicația principală a acestui compozit este prezenta în domeniul marinei militare.

Studii de fezabilitate au demonstrat că este economică realizarea de nave militare de acoperire și desant cu un deplasament de pana la 1200 to.

Pe lângă construcțiile de nave, materialele de tip PAFS au avut numeroase aplicații în realizarea multor elemente de pe submarine, nave comerciale și sisteme de semnalizare cum ar fi: tancurile de balast, cupolele pentru sonare și radare, cabine, tancuri de apă dulce, capacele gurilor de magazie, geamanduri, pontoane, catarge etc.

Tendința actuală este de creștere a gradului de utilizare a materialelor compozite armate cu fibre de sticlă în dezvoltarea construcției de nave de tip agrement, utilitare și militare datorită costurilor de construcție relativ scăzute comparativ cu navele realizate din oțel, a duratei scurte de construcție, a întreținerii ușoare și a duratei de utilizare mare.

Principalele avantaje ale utilizării PAFS în construcția navală sunt:

1. Rezistența deosebită la mediul marin
2. Greutate redusă a ambarcațiunilor
3. Rezistență mecanică mare în raport cu densitatea și cu masa
4. Micșorarea numărului de elemente aferente unei structuri
5. Eliminarea efectului de încărcare cu sarcini electrostatice
6. Posibilitatea orientării fibrelor pe direcțiile de maximă tensiune
7. Posibilitatea obținerii unor piese foarte complexe
8. Flexibilitatea
9. Cost redus
10. Posibilitatea realizării în diferite culori a semifabricatelor
11. Reparații și mentenanță ușoară
12. Durată de serviciu extrem de lungă

13. Rigiditate

14. Rezistența la factorii abrazivi.

15. Magnetismul.

Costurile de producție relativ mici, caracteristicile mecanice deosebite în raport cu greutatea lor au dus la dezvoltarea și utilizarea lor pe scara largă a materialelor plastice armate cu fibră de sticlă.

Rezultate deosebite au fost obținute prin armarea suplimentară a PAFS cu fibre tip whiskers.

Prețul redus al fibrelor de sticlă comparativ cu al altor fibre (ex. carbon, bor, cuarț, wolfram) precum și multitudinea de forme în care poate fi realizată armătura (rowing, mat, țesături) explică de ce cca. 85 % din fibrele de sticlă produse în lume servesc la armarea materialelor plastice.

Materialele compozite au avantajul realizării lor fără un impact deosebit de mediu.

O structură care are în componența sa materiale compozite va trebui studiată atât din punct de vedere al capacității portante, a deteriorărilor ce pot apărea în sarcină cât și al comportării în condiții dificile de lucru ( variații de temperatură, vibrații, acțiunea agenților chimici, etc.).

Aceste aspecte au făcut ca în ultimul timp cercetarea acestei categorii de materiale să fie din ce în ce mai aprofundată, descoperindu-se tot mai multe posibilități de utilizare.

În lucrarea de față prin direcțiile de cercetare științifică am urmărit următoarele aspecte:

- Stabilirea a unei proceduri de proiectare și testare cu mijloace moderne a unui material compozit de tip PAFS.

- Studiul de impact asupra mai multor tipuri de plăci și stabilirea caracteristicilor mecanice pentru poliesterul AROPOL M105 TA.

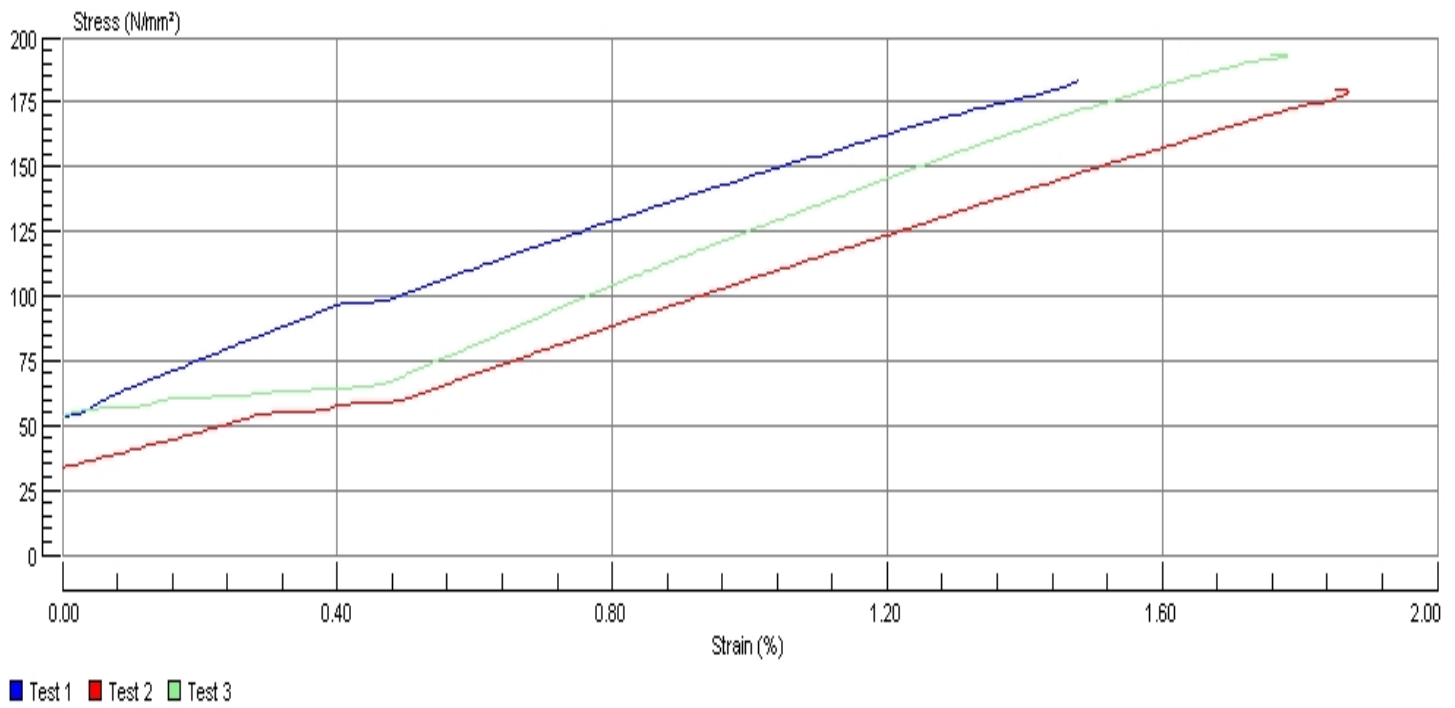
- Armonizarea diferitelor concepte științifice într-o formă unitară și logică de evaluare și determinare a caracteristicilor mecanice a materialelor compozite de tip PAFS.

## **ANEXA 1**

Ref 1 :  
Ref 2 :  
Ref 3 :

Test Name : Compozit 30grd  
Test Type : Tensile  
Test Date : 15/06/2009 11:16  
Test Speed : 10.000 mm/min  
Pretension : Off  
Width : 12.000 mm  
Thickness : 4.12 mm  
Extensometer : Video Extensometer  
Gauge Length : 100.000 mm  
Sample Length : 200.000 mm

Test No	Youngs Modulus (N/mm <sup>2</sup> )	Poisson's Ratio	Force @ Peak (N)	Stress @ 0.000 % (N/mm <sup>2</sup> )	Stress @ Break (N/mm <sup>2</sup> )	Elong. @ Break (mm)	Force @ Break (N)
1	10172.775		3734.700	45.519	183.074	1.477	3734.700
2	9432.871		3664.500	3.055	179.466	1.883	3661.100
3	11426.994		3949.000	7.866	193.015	1.792	3937.500
Min	9432.871		3664.500	3.055	179.466	1.477	3661.100
Mean	10344.213		3782.733	18.813	185.185	1.717	3777.767
Max	11426.994		3949.000	45.519	193.015	1.883	3937.500
S.D.	1008.055		148.208	23.252	7.017	0.213	143.144
C. of V.	9.745		3.918	123.597	3.789	12.410	3.789
L.C.L.	7840.038		3414.561	-38.950	167.754	1.188	3422.173
U.C.L.	12848.389		4150.905	76.576	202.616	2.247	4133.361

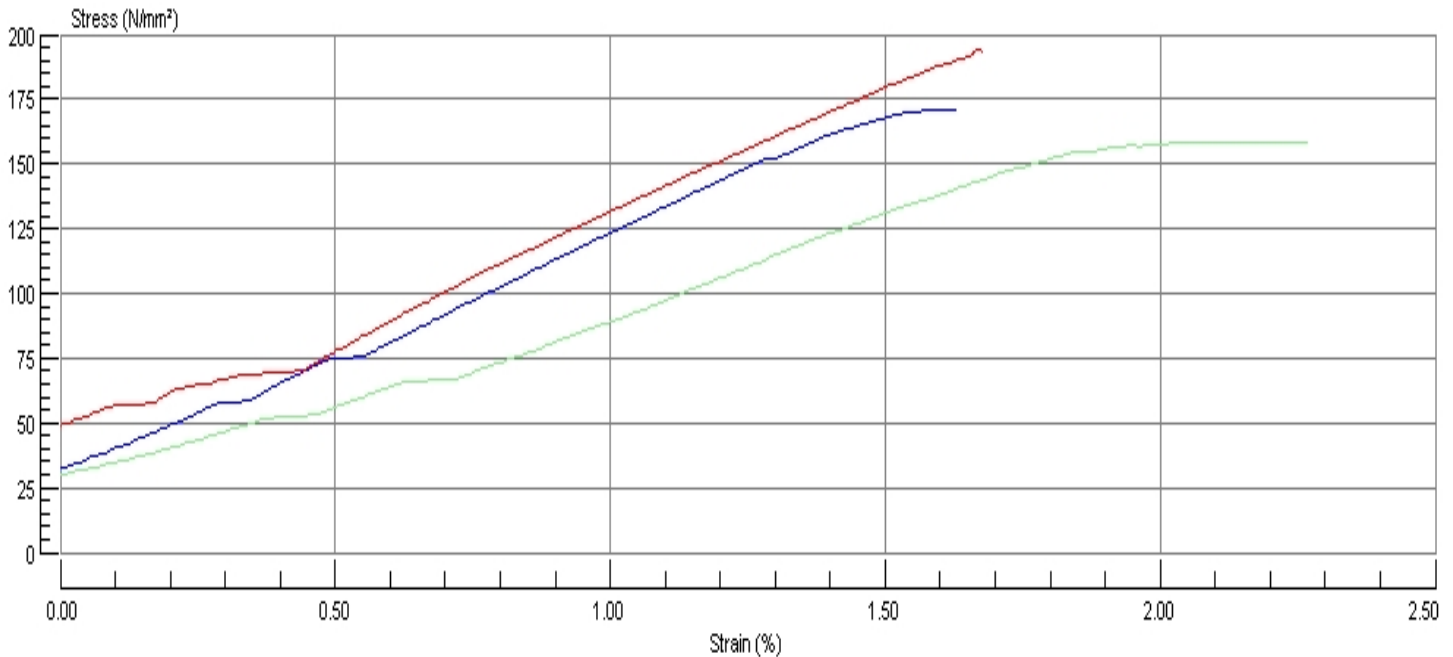


Ref 1 :  
Ref 2 :  
Ref 3 :

Test Name : Compozit 45grd  
Test Type : Tensile  
Test Date : 15/06/2009 11:02  
Test Speed : 10.000 mm/min  
Pretension : Off  
Width : 12.000 mm  
Thickness : 4,200 mm  
Extensometer : Video Extensometer  
Gauge Length : 100.000 mm  
Sample Length : 200.000 mm

Test No	Youngs Modulus (N/mm <sup>2</sup> )	Poisson's Ratio	Force @ Peak (N)	Stress @ 0.000 % (N/mm <sup>2</sup> )	Stress @ Break (N/mm <sup>2</sup> )	Elong. @ Break (mm)	Force @ Break (N)
1	11119.245		3485.900	17.421	170.877	1.629	3485.900
2	11684.712		3964.700	8.808	193.578	1.676	3949.000
3	8158.983		3228.800	13.788	158.275	2.267	3228.800

Min	8158.983		3228.800	8.808	158.275	1.629	3228.800
Mean	10320.980		3559.800	13.339	174.243	1.857	3554.567
Max	11684.712		3964.700	17.421	193.578	2.267	3949.000
S.D.	1893.571		373.474	4.324	17.891	0.355	364.977
C. of V.	18.347		10.491	32.415	10.268	19.132	10.268
L.C.L.	5617.037		2632.028	2.598	129.799	0.975	2647.903
U.C.L.	15024.923		4487.572	24.080	218.688	2.740	4461.230



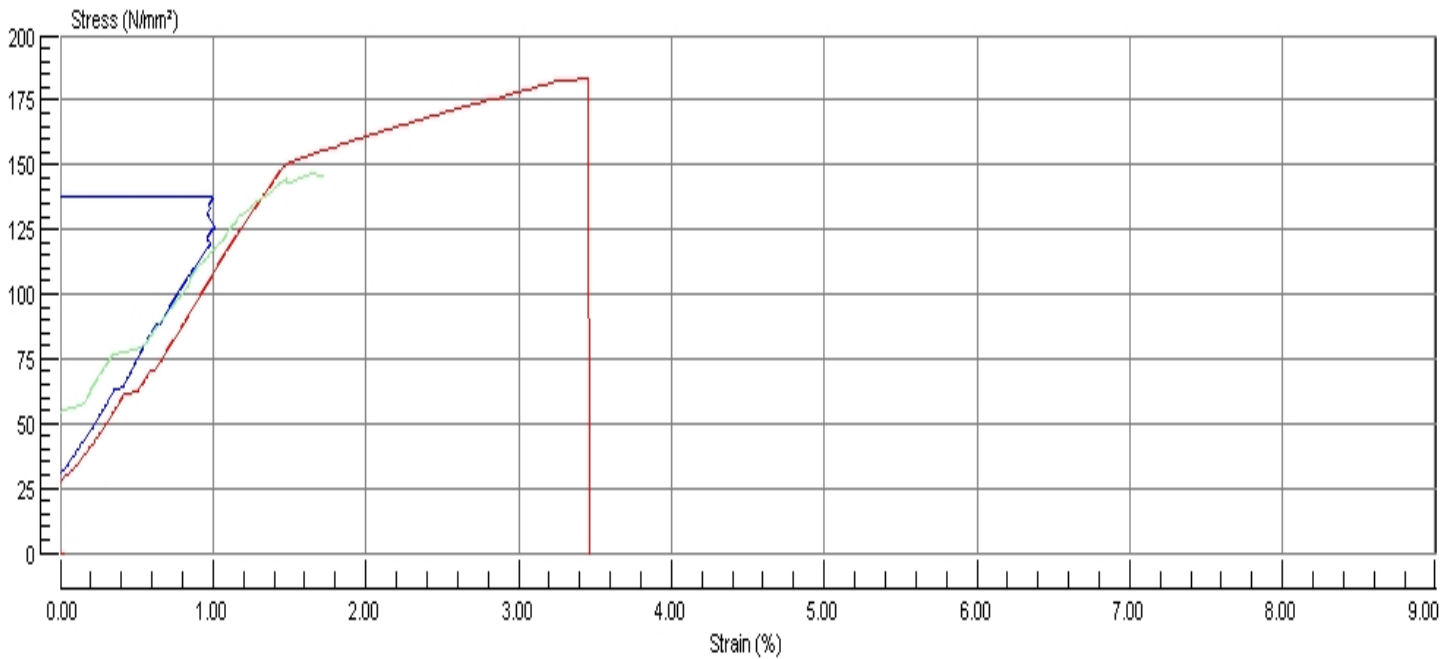
■ Test 1 ■ Test 2 ■ Test 3

Ref 1 :  
Ref 2 :  
Ref 3 :

Test Name : Compozit 60grd.  
Test Type : Tensile  
Test Date : 15/06/2009 10:42  
Test Speed : 10.000 mm/min  
Pretension : Off  
Width : 3.710 mm  
Thickness : 1.700 mm  
Extensometer : Video Extensometer  
Gauge Length : 100.000 mm  
Sample Length : 200.000 mm

Test No	Youngs Modulus (N/mm <sup>2</sup> )	Poisson's Ratio	Force @ Peak (N)	Stress @ 0.000 % (N/mm <sup>2</sup> )	Stress @ Break (N/mm <sup>2</sup> )	Elong. @ Break (mm)	Force @ Break (N)
1	5910.276		3546.400	4.427	172.931	1.696	3527.800
2	8904.400		3745.600	-1.859	8.209	-37.920	
3	5707.111		2983.500	0.997	145.843	1.723	2975.200

Min	5707.111		2983.500	0.997	-1.859	1.696	-37.920
Mean	6840.596		3425.167	2.712	105.639	3.876	2155.027
Max	8904.400		3745.600	4.427	172.931	8.209	3527.800
S.D.	1790.192		395.250	2.425	94.076	3.753	1919.141
C. of V.	26.170		11.540	89.423	89.054	96.806	89.054
L.C.L.	2393.464		2443.301	-19.078	-128.061	-5.446	-2612.437
U.C.L.	11287.727		4407.032	24.502	339.338	13.198	6922.490



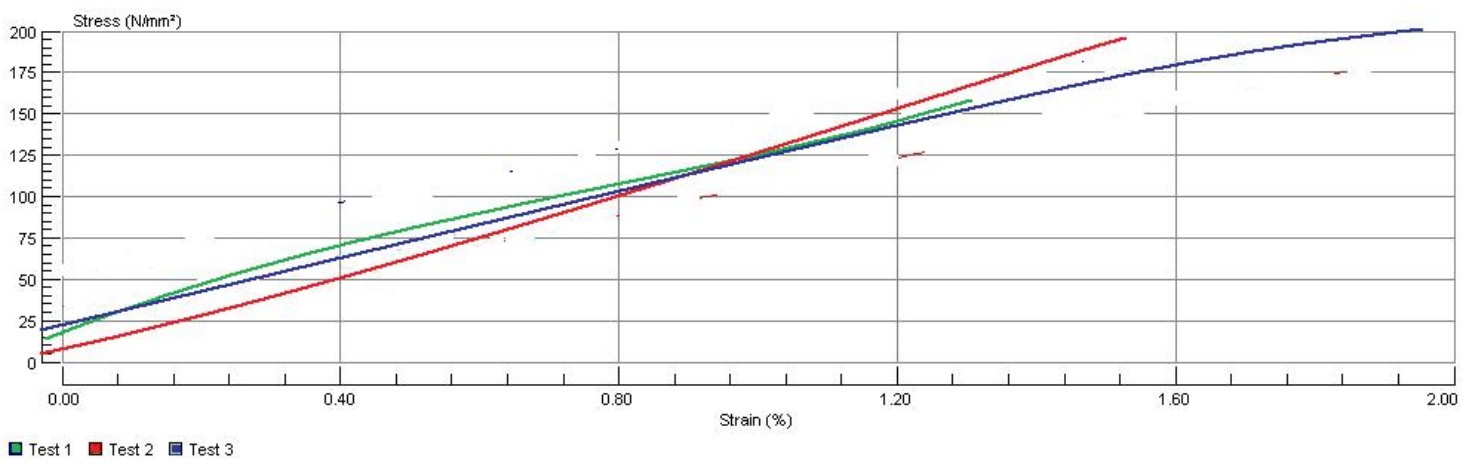
■ Test 1 ■ Test 2 ■ Test 3

Ref 1 :  
Ref 2 :  
Ref 3 :

Test Name : Compozit 0-90 grd  
Test Type : Tensile  
Test Date : 15/06/2009 11:16  
Test Speed : 10.000 mm/min  
Pretension : Off  
Width : 12.000 mm  
Thickness : 3.82 mm  
Extensometer : Video Extensometer  
Gauge Length : 100.000 mm  
Sample Length : 200.000 mm

Test No	Youngs Modulus (N/mm <sup>2</sup> )	Poisson's Ratio	Force @ Peak (N)	Stress @ 0.000 % (N/mm <sup>2</sup> )	Stress @ Break (N/mm <sup>2</sup> )	Elong. @ Break (mm)	Force @ Break (N)
1	16836.283		3934.700	67.429	185.074	1.389	3854.700
2	18844.312		4064.600	2.055	197.412	1.512	4120.330
3	20852.33		4249.000	8.92	201.015	1.892	4360.500

Min	16836.283		3934.700	67.429	185.074	1.389	3854.700
Mean	18844.312		4064.600	2.055	197.412	1.512	4120.330
Max	20852.33		4249.000	8.92	201.015	1.892	4360.500
S.D.	1308.055		178.708	25.552	8.217	0.413	178.154
C. of V.	11.845		5.418	144.697	4.489	14.630	3.989
L.C.L.	8040.038		3814.561	-42.950	197.754	2.188	3722.173
U.C.L.	13848.344		4370.905	86.576	212.786	2.447	4243.361



# CUPRINS

## CAPITOLUL 1

### **Materiale compozite: posibil substitut al materialelor tradiționale folosite în construcția de nave.**

1.1 Introducere – ”De ce materiale compozite ?”.	2
1.2 Materiale compozite. Conceptul de compozit.	4
1.3 Tehnici și tehnologii de obținere a materialelor compozite.	16
1.4 Utilizarea Plăcilor Armate cu Fibră de Sticlă în domeniul naval.	19
1.5 Stadiul actual al utilizării materialelor compozite.	25
1.6 Concluzii.	30
1.7 Direcții de cercetare.	28

## CAPITOLUL 2

### **Tensiuni și deformații la materialele compozite stratificate. Teorii și criterii care stau la baza stabilirii relațiilor de calcul pentru tensiuni și deformații.**

2.1 Clasificarea materialelor compozite.	31
2.2 Legătura între tensiuni și deformații la materialele compozite.	32
2.3 Materiale compozite stratificate.	38
2.4 Estimarea proprietăților mecanice ale plăcilor armate cu fibră de sticlă multistrat folosind <i>regula amestecului</i> .	43
2.5 Bazele teoretice ale calcului analitic pentru compozitele stratificate plane.	48
2.6 Concluzii	59

## CAPITOLUL 3

### **Solicitarea de impact asupra materialelor compozite.**

3.1 Introducere în teoria impactului.	61
3.2 Considerarea anizotropiei, ortotropiei și izotropiei la poliesterul armat cu fibră de sticlă .	64



3.3 Solicitarea dinamică de impact a structurilor din materiale compozite. Metode de studiu.	68
3.4 Modele matematice de calcul a tensiunilor din lamine în cazul impactului.	74
3.5 Metode Numerice pentru calculul structurilor din materiale compozite.	79
3.6 Optimizarea teoretică a structurii fibrelor, folosind Metoda Elementului Finit. Determinarea grosimii minime a plăcii tip PAFS.	85
3.7 Concluzii.	87

## **CAPITOLUL 4**

### **Contribuții la studiul comportării la impact a unor structuri plane și curbe confeționate din PAFS, folosind modelări numerice.**

4.1 Determinarea experimentală a caracteristicilor mecanice.	90
4.2 PAFS comportare izotropă sau anizotropă ?	96
4.3 Analiza la impact folosind programul COSMOS/M.	102
4.4 Concluzii.	131

## **CAPITOLUL 5**

### **Modelări experimentale a comportării la impact ale unor plăci plane și curbe confeționate din poliester armat cu fibră de sticlă (PAFS).**

5.1 Metoda optică de măsurare a deformațiilor. Sistemul Aramis HS.	135
5.2 Descrierea dispozitivelor și a echipamentelor utilizate pentru studiul experimental al deformațiilor	136
5.3 Etapele de pregătire a experimentelor.	138
5.4. Concluzii.	155

## **CAPITOLUL 6**

### **Comparații între modelările numerice și experimentale.**

### **Comparații între costurile de producție pentru structuri navale confeționate din oțel și PAFS.**

6.1 Generalități	158
6.2 Compararea rezultatelor obținute prin MEF și Metoda experimentală la solicitarea	160
	196

de impact a plăcilor fără întărituri.	
6.3 Compararea rezultatelor obținute prin MEF și Metoda experimentală la solicitarea de impact a plăcilor cu osaturi.	168
6.4 Considerarea regimului liniar de vibrație la placa plană fără osatură și la placa curbă. Concluzii privitoare la modurile proprii de vibrație a plăcilor plane și curbe.	170
6.5 Concluzii asupra studiului la impact plăcilor plane și curbe cu/fără osatură.	178
6.6 Analiza economică comparativă a unor structuri navale realizate din oțel comparativ cu poliester armat cu fibre de sticlă.	180
6.7 Concluzii referitoare la posibilitățile de înlocuire a reperelor realizate din materiale tradiționale cu PAFS.	182

## **CAPITOLUL 7**

### **Contribuții referitoare la studiul impactului asupra structurilor navale confeționate din materiale compozite tip PAFS.**

Contribuții la studiul impactului asupra structurilor navale.	184
Concluzii	193

## BIBLIOGRAFIE

1. \*\*\* – “Germanischer Lloyd - Rules and Guidelines”, capitolul I, Ship Technology, partea a 3-a, Special Craft, subcapitolul 3, Yachts and Boats up to 24 m, secțiunea 1, Hull Structures, partea B, Glass Fibre Reinforced Plastic Hulls;
2. \*\*\* - Composite Materials – doc. Internet.
3. \*\*\* - Composite Materials – February 2009-BWH –Medien Kommunikation – Hanover –Germany.
4. \*\*\* - Documentație tehnică Cosmos/M.
5. \*\*\* - Documentație tehnică sistem Aramis GOM
6. \*\*\* - Fiberglass Reinforced Plastics – doc.internet.
7. \*\*\* - Rules for Classification and Construction – Germanischer Lloyd – 2006
8. Abrate Serge – “Impact on composite structures”, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1998.
9. Adam, M., Sheinman, I., Altus, E.,- Buckling of multiply delaminated beams, Journal of Composite Materials, Vol. 28, No. 1, 1994, p. 77-90
10. Adams, D. F., Crane, D. A., Finite Element Micromechanical Analysis of an Unidimensional Composite Including Longitudinal Shear Loading, Computers and Structures, vol. 18, 1984
11. Advani S.G. and Sozer M.E., - Process Modeling in Composites Manufacturing. Marcel Dekker, New York, 2003.
12. Advani S.G.,- Resin transfer molding in Flow and Rheology in Polymeric Composites Manufacturing, pages 465–516. Elsevier Publishers, Amsterdam, 1994.
13. Aitharaju V.R. and Averill R.C., - Three-dimensional properties of woven-fabric composites, Composites Sci. Technol., 1999.
14. Alămoreanu, E., Negruț, C., Jiga, G., Calculul structurilor din materiale compozite, Universitatea “Politehnica” București, 1993
15. Almoreanu E., Radu Chiriță – ” Bare și plăci din materiale compozite” – Editura Tehnică, București 1997.
16. Anglin, J. M., Aircraft Applications, Engineered Materials Handbook – Composites, Vol. 1, 1989
17. Anon, - ‘A brief look at composite materials in Airbus commercial aircraft’, High Performance Composites, March/April 1999, 32–36.
18. Application to woven fabric composites. Sci. Eng. Composite Materials, 1998

19. Ashbee, K.H.G.,- Fundamental principles of fiber reinforced composites, Technomic Publishing Co. Inc., Lancaster-Basel, 1989
20. ASTM D5379/D5379M, - Test method for shear properties of composite materials by the V-notched beam method, Annual Book of ASTM Standards, ASTM, Philadelphia,USA, 2000, Vol 15.03.
21. ASTM draft standard D30.06: Protocol for Interlaminar Fracture Testing, End-Notched Flexure (ENF), revised April 24, ASTM, Philadelphia, USA.
22. Bader M.G., ‘Materials and process selection for cost-performance effective laminates’.- Proceedings of the Eleventh International Conference on Composite Materials, Gold Coast, Australia, 1997, 621–629.
23. Banu Mihaela, Ovidiu Nadim, Valentin Tabăcaru – “Materiale neconvenționale”, Volumul 1 – “Structuri de materiale neconvenționale”, Editura Fundației Universitare “Dunărea de Jos”, Galați, 2001;
24. Bârsan George M. – ” Dinamica și stabilitatea Construcțiilor”, Editura Didactică și Pedagogică – București 1979.
25. Bârsanescu Paul-Doru., Mocanu Florentina, Bejan L., Bitca Constantin, „Tensometrie electrica rezistiva aplicata la materiale compozite”, Editura Tehnopress, Iasi, 2004.
26. Bathe, K. J., Ho, L. W., A Simple and Effective Element for Analysis of General Shell Structures, Computers and Structures., Vol. 13, 1981
27. Bia C., ș.a. – ” Rezistența materialor și teoria elasticității”, Editura Didactică și Pedagogică – București 1983.
28. Bickerton S., -Modeling and control of flow during impregnation of heterogeneous porous media, with application to composite mold filling processes. PhD thesis, University of Delaware, Spring 1999.
29. Bigaud D. and Hamelin P.,- From geometrical description to mechanical prediction
30. Blumenfeld, M.,- Introducere în metoda elementelor finite, Editura Tehnică, București, 1995
31. Bogdanovich A. and Pastore C., - Mechanics of Textile and Laminated Composites, Chapman and Hall, London, 1996.
32. Bostaph, G.M., Elser, W., - A fracture mechanics analysis for delamination growth during impact on composite plates, in 1983 Advances in Aerospace Structures, Materials and Dynamics, American Society of Mechanical Engineers, New York, 1983, p. 133-138
33. Brown D., Morgan M. and McIlhagger R.,- A system for the automatic generation of solid models of woven structures. Composites Part A, 2003.

34. Bruschke M.V., - A predictive model for permeability and non-isothermal flow of viscous and shear-thinning fluids in anisotropic fibrous media. PhD thesis, University of Delaware, 1992.
35. BS EN ISO 527-5:1997 BS 2782-3: Method 326G:1997 Plastics – Determination of tensile properties – Part 5: Test conditions for unidirectional fibre-reinforced plastic composites. British Standards Institute, UK, 1997.
36. BS2782 Part 10 Method 1005 EN61 Methods of Testing Plastics – Glass reinforced plastics – Determination of flexural properties. Three point method. British Standards Institute, UK, 1977.
37. BS2782-10 Method 1003 EN61 Methods of Testing Plastics – Glass reinforced plastics – Determination of tensile properties. British Standards Institute, UK, 1977.
38. Bucur Constantin – ”Metode Numerice” – Editura Facla, Timișoara 1973.
39. Buzdugan Gh.-” Rezistența Materialelor, - Editura Academiei RSR, București , 1982.
40. Cardon, A.,- Recent developments in experimental mechanics of composite systems, A 9-a Conf. Int. de Mecanică Exp., Copenhaga, 1990, Vol. 1, p. 348-355
41. Carlsson L.A., R.B. Pipes – ” Experimental Characterization of Advanced Composite Materials” – Technomic Publishing, Lancaster, SUA, 1997.
42. Chapman C. and Whitcomb J., - Effect of assumed tow architecture on predicted moduli and stresses in plain weave composites, J. Composite Materials, 1995
43. Chiemlewski C., Petty C.A. and Jeyaraman K., - Crossflow permeation of viscous and viscoelastic liquids in cylinder arrays. In Proceedings of the American Society for Composites Fifth Technical Conference, East Lansing, June 1990. Woodhead Publishing Limited, 2005.
44. Ciomocoș Felicia Doina - ” Contribuții la calculul plăcilor ortotrope cu metoda elementelor finite utilizate la porțile de ecluză” Teză de doctorat, Timișoara 1979.
45. Ciomocoș Felicia Doina, Teodor Ciomocoș - ” Teoria elasticității în probleme și aplicații” – Editura Didactică București 1989.
46. Clark J.P., Roth R. and Field F.R., - ‘Techno-economic issues in materials selection’, in ASTM Handbook, vol. 20, Materials Selection and Design, 1997.
47. Constantinescu Ioan.N., Georgeta Dăneț - ” Metode noi pentru calcule de rezistență” – Editura Tehnică București, 1989.
48. Constantinescu, I.N., Picu, C., Hadăr, A., Gheorghiu, H., Rezistența materialelor pentru ingineria mecanică, Editura BREN, București, 2006
49. Cook R.D., Malkus D.S. and Plesha M.E., Concepts and Applications of Finite Element Analysis, 3rd edn, Wiley, New York, 1989.

50. Cox B.N. and Flanagan G., - Handbook of Analytical Methods for Textile Composites, NASA Contract Report 4750, March 1997.
51. Cristecu Nicolae – ”Mecanica Materialor Compozite” – Rotaprint Facultatea de Matematică – Universitatea București, 1983.
52. Cristescu, N., Mecanica materialelor compozite, Vol.1, Universitatea București, 1983
53. Crookston J.J., - Prediction of elastic behaviour and initial failure of textile composites, PhD Thesis, University of Nottingham, 2004.
54. Crookston J.J., Long A.C. and Jones I.A.,- Modelling effects of reinforcement
55. Daniel I.M., ș.a. – ”Engineering Mechanics of Composite Materials” – University Press, Oxford, New York, 1994.
56. Dasgupta A., Agarwal R.K. and Bhandarkar S.M., - Three-dimensional modeling of woven-fabric composites for effective thermo-mechanical and thermal properties, Composites Sci. and Technol., 1996 **56** 209–223.
57. Dave R., Kardos J.L. and Duducovic M.P.,- A model for resin flow during composite processing. part 2: Numerical analysis for unidirectional graphite/epoxy laminates. Polymer Composites, 8(2), 1987.
58. Davies, G.A.O., Zhang, X., Zhou, G., Watson, S.,- Numerical modelling of impact damage, Composites, Vol. 25 (5), 1994, p. 342-350 Deformation during manufacturing on elastic properties of textile composites, Plastics Rubber and Composites 2002
59. Department of Defense U.S.A – Composite Materials Handbook-vol.2 – approved for public release – May 1999.
60. Domnisoru Leonard – “Metoda elementului finit in constructii navale”, Editura Tehnica, Bucuresti, 2001.
61. Dorsett Nikki – “SP Guide to Composites ”
62. Dragomir Dumitru, Adrian Lungu si Leonard Domnisoru – ”Complemente de proiectare in arhitectura navala”, Editura Didactica si Pedagogica R.A., Bucuresti, 2007.
63. Dreumel W.V.,- ‘Personal communication’, TenCate Advanced Composites,
64. Evans J.W., Mehta P.P. and Rose K., - ‘Manufacturing process flow simulation: an economic analysis tool’, Proceedings of the 30th Int. SAMPE Technical Conference, San Antonio, USA, 1998.
65. Finn, S.C., Springer, G.S.,- Delaminations in composite plates under transverse static or impact loads - a model, Composite Structures 23, 1993, p. 177-190
66. Florescu A.ș.a – Noțiuni de ingineria Materialelor. – Editura Tehnopress-Iași – 2007.

67. Foley M. and Bernardon E., - 'Thermoplastic composite manufacturing cost analysis for the design of cost effective automated systems', SAMPE J., 1990, 26(4), 67-74.
68. Gârbea Dan – "Analiză cu elemente finite" – Editura Tehnică București 1990.
69. Garg, A.C.,- Delamination - a damage mode in composite structures, Engng. Fracture Mech., Vol.29, No.5, 1988, p. 557-584
70. Gay, D., Matériaux composites, Editions Hermes, Paris, 1991
71. Gay, Daniel s.a. - Composite Materiales, CLC Press LLC ; Edition Hermes, Paris 1997.
72. Gebart B.R., - Permeability of unidirectional reinforcements for RTM. Journal of Composite Materials, 26(8): 1100-1133, 1992.
73. Geier, M., Duedal, D., Guide pratique des materiaux composites, Technique et Documentation Lavoisier, Paris, 1985
74. Gheorghiu, H., Hadăr, A., Constantin, N., Analiza structurilor din materiale izotrope și anizotrope, Editura Printech, București, 1998
75. Gokce A. and Advani S.G., - Permeability estimation with the method of cells. Journal of Composite Materials, 35(8): 713-728, 2001.
76. Gokce A., - Modeling of flow continuum and optimal design of control-oriented injection systems in liquid composite molding processes. PhD thesis, University of Delaware, 2003.
77. Gosse, J.H., Mori, P.B.Y.,- Impact damage characterization of graphite/epoxy laminates, Proc. of the American Society for Composites, 3<sup>rd</sup> Technical Conf. on Composite Materials, American Society for Composites, 1988, p. 187-193
78. Gries T., Laourine E. and Pickett A.K., - Potential application of sewing technologies as a joining process for FRP materials, Aachener Textil Tagung, Nov 2001.
79. Guedes J.M. and Kikuchi N., - Preprocessing and post processing for materials based on the homogenization method with adaptive finite element methods, Comp. Meth. App. Mech. Eng., 1990.
80. Gutowski T., Henderson R. and Shipp C., - 'Manufacturing costs for advanced compositesaerospace parts', SAMPE J., 1991, 27(3), 37-43.
81. Gutowski T., Hoult D., Dillon G., Neoh ET., Muter S., Kim E. and Tse M., 'Development of a theoretical cost model for advanced composite fabrication', Compos. Manuf., 1994.
82. Hadar Anton – "Structuri din compozite stratificate", Editura Academiei Romane, Bucuresti, 2002.
83. Hadar Anton – Structuri din materiale compozite – ed.Agir – 2002.

84. Hadăr, A., Probleme locale la materiale compozite, Teză de doctorat, U.P.B., 1997
85. Halpin J.C. and Kardos J.L., - The Halpin–Tsai equations: a review, *Polymer Engineering and Science*, 1976 **16**(5) 344–352.
86. Halpin J.C., - *Primer on Composite Materials Analysis*, 2nd, Technomic, Lancaster,PA, 1992.
87. Haque, A., Krishnagopalan, J., Jeelami, S.,- Fatigue damage in laminated composites, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 12, 1993, p. 1058-1069
88. Hart-Smith L.J., - The role of biaxial stresses in discriminating between meaningful and illusory composite failure theories, *Composite Structures*, 1993
89. Hashin Z., - Analysis of composite materials – a survey, *J. Appl. Mech.*, 1983
90. Hashin Z., - *Theory of Fibre Reinforced Materials*, CR-1974, NASA, 1972.
91. Hinrichsen J., - ‘A380 – The flagship for the new century’, *Proceedings of JISSE-7*, Japan, 2001.
92. Hinton M.J., Soden P.D. and Kaddour A.S.,- *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*, Elsevier, Amsterdam, 2004.
93. Hinton, E., *The Flexural Analysis of Laminated Composites Using a Parabolic Isoparametric Plate Bending Element*, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 15, 1976
94. Hofstee J. and van Keulen V., - Elastic stiffness analysis of a thermo-formed plainweave fabric composite. Part II: analytical models, *Composites Sci. Technol.*, 2000
95. Hofstee J., do Boer H. and van Keulen V., - Elastic stiffness analysis of a thermoformed plain-weave fabric composite. Part I: geometry, *Composites Sci. Technol.*, 2000.
96. Hofstee J., do Boer H. and van Keulen V., - Elastic stiffness analysis of a thermoformed plain-weave fabric composite – part III: experimental verification, *Composites Science and Technologies*, 2000 part 62, 401–418.
97. Hubca G.– ”Materiale Compozite”, - Editura Tehnică București, 1999.
98. Hull D. and Clyne T.W., - *An Introduction to Composite Materials*, 2nd, Cambridge University Press, Cambridge, 1996.
99. Ifrim Mihail, Al.Dobrescu – ”Aplicații în analiza Dinamică a Structurilor și inginerie seismică” – Editura Didactică și Pedagogică – București 1973.
100. Iliescu Nicolae, Costica Atanasiu – *Metode Tensometrice în Inginerie*; Editura AGIR 2006.
101. Iliescu Nicolae, Costică Atanasiu – ”Metode Tensometrice în inginerie” – Editura Agir 2006.



102. Ionescu Georg Michael – ” Calculul tensorial pentru științele ingineresti” – Editura Agir 2007.
103. ISO DIS15024- Fibre-reinforced plastic composites – Determination of Mode I interlaminar fracture toughness, GIC, for unidirectionally reinforced materials, International Organization for Standardization, Geneva.
104. Jen, M.-H.R., Kan, Y.S., Hsu, J.M.,- Initiation and propagation of delamination in a centrally notched composite laminate, Journal of Composite Materials, Vol.27, No.3, 1993, p. 272-302
105. Jeronimidis, G., Hou, J., - Impact and postimpact mechanics of composite laminate circular plates, ICAM’96, Beijing
106. Johnson A.F., Pickett A.K. and Rozycki P.,- ‘Computational methods for predicting impact damage in composite structures’, Workshop: Recent Advances in Continuum Damage Mechanics for Composites, LMT-Cachan, 20–22 Sept. 2000.
107. Johnson C.F. and Rudd C.D., in Kelly A. (ed.),- Comprehensive Composite Materials, Elsevier, 2000, Cht. 2.32, 1049–1072.
108. Jones R.M., Mechanics of Composite Materials, 2nd, Taylor and Francis, Washington, DC, 1996.
109. Jones, R. M., Mechanics of Composite Materials, Scripta Book, Washington D. C., 1975
110. Jones, R., Callinan, R., Teh, K. K., Brown, K. C., Analysis of Multilayer Laminates Using Three - Dimensional Superelements, Journal of Numerical Methods in Engineering, Vol. 20, 1984
111. Kang P.J., - ‘A technical and economic analysis of structural composite use in automotive body-in-white applications’, MSc Thesis, Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology, 1998.
112. Karbhari V.M. and Jones S.K., - ‘Activity-based costing and management in the composites product realization process’, Int. J. Mater. Prod. Technol., 1992.
113. Kendall K., Mangin C. and Ortiz E., - ‘Discrete event simulation and cost analysis for manufacturing optimization of an automotive LCM component’, Composites Part A, 1998
114. Kirchain R.E., - ‘Modeling methods for complex manufacturing systems: studying the effects of materials substitution on the automobile recycling infrastructure’, PhD thesis, Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Feb. 1999.

115. Klaus-Jurgen Bathe, Edward L Wilson – "Numerical Methods in Finite Element Analysis" – Editura Prentice-Hall, New Jersey 1976.
116. Kueh S.R.M., Fiber optic flow monitoring system and methodology for sensor placement to identify flow disturbances in liquid composite molding. PhD thesis, University of Delaware, Summer 2001.
117. Ladevèze P. and Le Dantec E., - Damage modelling of the elementary ply for laminated composites, Composites Sci. Technol., 1992.
118. Lam R.C. and Kardos J.L.,- The permeability and compressibility of aligned and cross-ply carbon fiber beds during processing of composites. In Proceedings of ANTEC, SPE, New York, May 1989.
119. Lee D.E. and Hahn H.T., - 'Virtual assembly production analysis of composite aircraft structures', Proceedings of the 15th International Computing Engineering Conference and the 9th ASME Engineering Database Symposium, Boston, USA, 1995.
120. Lekhnitskii S.G – " Anisotropic Plates " – Editura Gordon&Breach Inc, New-York, 1968.
121. Long A.C., Robitaille F., Rudd C.D. and Jones I.A., 'Modelling strategies for textile composites', Proc 14th International Conference on Composite Materials (ICCM-14), San Diego, CA, 14–18, July 2003.
122. Long C.A. – Design and manufacture of textile composites, CRC Press, Cambridge, England, 2005 – ch.8
123. Lourenco N.S.F., - Predictive finite element method for axial crush of composite tubes, PhD Thesis, University of Nottingham, 2002.
124. Luisier A., Bourban P.E. and Manson J.A.E.,- 'Time-temperature-transformation diagram for reactive processing of polyamide 12', J. Appl. Polymer Sci., 2001.
125. Manson J.A.E., Bourban P.E. and Bonjour F., -'Process and equipments for the manufacture of polymer and for composite products', European Patent Office, EP0825 922 B1, 17 May 1996.
126. Manson J.-A.E., Wakeman M.D., Bernet N., - 'Composite processing and manufacturing– an overview', in Comprehensive Composite Materials, Ed. Kelly A. and Zweben C., Vol 2, 577–607, Elsevier Science, Oxford, 2000.
127. Marciuk I.– " Metode de analiză numerică" – Editura Academiei RSR, București 1983.
128. Mareș Marian - Materiale compozite – Editura Tehnopress-Iași – 2007.
129. Marin Cornel – " Aplicații ale teoriei elasticității și plasticității în inginerie" – Editura Biblioteca, Târgoviște, 2007.

130. Marti H.G., - 'The cost modeling of automotive body-in-white assembly using relational databases', BSc Thesis, Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology, June 1997.
131. Mau, S. T., Tong, P., Pian, T. H. H., Finite Element Solution for Laminated Thick Plates, Journal of Composites Materials, Vol. 6, 1977
132. Mayer C., Hartmann A. and Neitzel M., - 'Cost-conscious manufacturing of tailored thermoplastic composite intermediates using a double belt press', Proceedings of the 18th International SAMPE Europe Conference, Paris, France, 1997..
133. Mocanu Costel Iulian – "Rezistența materialelor", ediția a II-a îmbunătățită și revizuită, Editura Zigotto, 2007.
134. Mocanu Costel-Iulian – Rezistența Materialelor ed.a 2-a – ed.Zigotto-Galati-2005.
135. Mocanu D. R. – "Analiza experimentală a tensiunilor", Ed.Tehnică, București, 1977;
136. Mocanu D.R.-.Analiza Experimentală a Tensiunilor – Editura Tehnica Bucuresti – 1976.
137. Mukherjee, Y.X., Gulrajani, S.N., Mukherjee, S., Netravali, A.N., - A numerical and experimental study of delaminated layered composites, Journal of Composite Materials, Vol. 28, No. 9, 1994, p. 837-869.
138. Naik N.K. and Shembekar P.S.,- Elastic behavior of woven fabric composites: I –
139. Năstăsescu Vasile – "Metoda Elementelor Finite" – Editura Academiei Tehnice Militare, București, 1995.
140. Ng S.-P., Tse P.-C. and Lau K.-J., - Numerical and experimental determination of in plane elastic properties of 2/2 twill weave fabric composites, Composites Part B, 1998 November 2002.
141. Olofsson K. and Edlund A., - 'Manufacturing parameter influences on production cost' submitted for publication at the, International Conference on Advanced Composites, SICOMP Technical Report 98–009, 1998.
142. Owen M.J., Middleton V. and Jones I.A. (eds),- Integrated Design and Manufacture using Fibre-reinforced Composites, Woodhead Publishing Ltd, Cambridge, 2000.
143. Panda, S. C., Natajaran, R., Finite Element Analysis of Laminated Composites Plates, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 14, 1979
144. Pascariu, I., -Elemente finite - concepte și aplicații, Editura Militară, București, 1985.
145. Pavel, R., Contribuții privind implementarea materialelor compozite în construcția de mașini, Teză de doctorat, București, 1999
146. Pistre Francois – Calcul des Microcontraintes dans le Materiaux Composites- Universite Marie Curie Paris – mars 1984 – These de Docteur de 3<sup>eme</sup> Cycle

147. Popescu Ioan – Tehnologiile de Prelucrare Mecanică – cap.Procese tehnologice tip pentru piese din materiale compozite –ed.MatrixRom-2008.
148. Popovici Ovid, Leonard Domnișoru – “Metode moderne de calcul în construcția navei”, Editura Evrika, Brăila, 2001;
149. Przemieniecki J.S.s.a.- Theory of Matrix Structures Analysis- Mc.Graw - Hill Inc.USA – 1968.
150. Rades Mircea – “Metode dinamice pentru identificarea sistemelor mecanice”, Editura Academiei Republicii Socialiste Romania, Bucuresti 1988.
151. Rampersad H.K.,- Integrated and Simultaneous Design for Robotic Assembly, John
152. Reddy J.N.,- Mechanics of Laminated Composite Plates: Theory and Analysis, CRC Press. Boca Raton, FL, 1997.
153. Reddy, J. N., A Penalty Plate-Bending Element for the Analysis of Laminated Anisotropic Plates, International Journal Numerical Method in Engineering, Vol. 15, 1980
154. Reddy, J. N.,- An Introduction to the Finite Element Method, Mc Graw Hill, New York, 1984
155. Reddy, J. N., Mechanics of Composites Structures, Mc Graw Hill, New York, 1980
156. Reeder J.R. and Crews J.H.,- Mixed-mode bending method for delamination testing, AIAA J., 1989.
157. Reifsnider, K.L.,- Damage in composite structures, in Handbook of Composites, Vol.2 - Structures and Design, 1989, Elsevier Science Publishers
158. Robitaille F., Long A.C., Jones, I.A. and Rudd C.D.,- Automatically generated geometric descriptions of textile and composite unit cells. Composites Part A, 2003.
159. Rosato D.V. and Lee (ed.) S.M.,- Polymeric Matrix Composites in International Encyclopedia of Composites, volume 3, pages 148–181. VCH Publishers, Inc., New York, 1990.
160. Rouby D.- ” Proprietes mecaniques des materiaux compoaites” – INSA, Lyon,1986.
161. Sandi Horea – ”Metode Matriceale în mecanica structurilor” -. Editura Tehnică București 1975.
162. Schwartz M.M., Composite Materials Handbook. McGraw Hill, New York, 1992.
163. Scott, Robert J. – Fiberglass Boat.Design and Construction- Society of Naval Architects and Marine Engineers; New Jersey 1996.
164. Silverman E.M. and Forbes W.C.,- ‘Cost analysis of thermoplastic composites processing methods for spacecraft structures’, SAMPE J., 1990.

165. Simion Florian – Paul, Christian Decolon, Constantin Ion – Elasticite des Solides – Matrix Rom Bucuresti -2002.
166. Skene Norman L. – “Elements of yacht design”, Editura Sheridan House, New York, 2001;
167. Smith, E.W., Pascoe, K.J.,- The role of shear deformation in the fatigue failure of a glass fibre-reinforced composite, Composites, oct. 1977, p. 237-243
168. Soare Mircea – ” Aplicarea ecuațiilor cu diferența finită la calculul plăcilor curbe subțiri” – Editura Academiei Române , București 1968.
169. Soldatos K.P. and Timarci T.,- A unified formulation of laminated composite, sheardeformable, five-degrees-of-freedom cylindrical shell theories, Composite Structures,1993 .
170. Soldatos K.P., A comparison of some shell theories used for the dynamic analysis of cross-ply laminated circular cylindrical shells, J. Sound Vib., 1984.
171. Spilker, R. L., An Invariant Eight - Node Hybrid - Stress Element of Thin and Thick Multilayer Laminated Plates, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 20, 1984
172. Spilker, R. L., Chou, S. C., Orninger, O., Alternate Hybrid - Stress Elements for Analysis of Multilayer Composite Plates, Journal of Composites Materials, vol. 11, 1977
173. Stadtfeld H.C., - Experimental validation of impregnation schemes with control strategies in liquid composite molding processes. Master’s thesis, University of Delaware, 2000.
174. Stoicescu Liviu – “Rezistența materialelor”, volumul I, Editura Evrik, Brăila, 2004;
175. Stoicescu Liviu – Rezistența Materialelor vol.1,2 – 2004.
176. Suemasu, H., - Effects of multiple delaminations on compressive buckling behaviors of composite panels, Journal of Composite Materials, Vol. 27, No. 12, 1993, p. 1172-1192
177. Sun W., Lin F. and Hu X., - Computer-aided design and modeling of composite unit cells. Composites Sci. Technol., 2001.
178. Sun, C.T., Jih, C.J., - Quasi-static modeling of delamination crack propagation in laminates subjected to low-velocity impact, Composite Science and Technology 54 (1995), p. 185-191
179. Ștefănescu Florin, ș.a. – ”Materialele viitorului se fabrică azi. Materiale compozite”, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1996.

180. Talug, A., Reifsnider, K.L., - Analysis of stress fields in composite laminates with interior crack, VPI-E-78-23, - College of Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blackburg, AA, 1978
181. Tan P., Tong L. and Steven G.P., Predicting the mechanical properties of textile composites – a review, Composites Part A 1997 .
182. Tong L., A.P. Mouritz si M.K. Bannister - "3D Fibre Reinforced Polymer Composites", Elsevier Science Ltd, Londra, 2002.
183. Tsai, S. W., Hahn, H. T., Introduction to Composite Materials, Westport, 1980
184. Tsai, S.W., Wu, E.M., - A general theory of strength for anisotropic materials, Journal of Composite Materials, No. 5, 1971, p. 50-80
185. Tudor Horiana, Irinel Radomir – "Matematici speciale, curs practc pentru ingineri" – Editura Albastră, Cluj-Napoca, 2007.
186. Țăranu Nicolae, ș.a. – "Structuri din Materiale compozite și asociate" – Rotaprint, Facultatea de Construcții, Iași, 1992.
187. Vasiliev Valery V., Evgeny V.Morozov - Mechanics and Analysis of Composites Materials – ed.Elsevier – Netherlands- 2001.
188. Vaughan John – Strain Measurements- 1975.
189. Verheus A.S. and Peeters J.H., A. The role of reinforcement permeability in resin transfer molding. Composites Manufacturing, 4(1): 33–38, 1993.
190. Wakeman M.D., Zingraff L., Kohler M., Bourban P.E. and Månson J.A.E., - 'Stampforming of carbon fiber/PA12 composite preforms', Proceedings of the Tenth European Conference on Composite Materials, 3–7 June 2002, Brugge, Belgium.
191. Walls K.O. and Crawford R.J., - 'The design for manufacture' of continuous fibrereinforced thermoplastic products in primary aircraft structures', Compos. Manuf., 1995 .
192. Wang E. and Gutowski T., - 'Cost comparison between thermoplastic and thermoset composites', SAMPE J., 1990, 26(6), 19–26.
193. Wang, J.Z., Socie, D.F., - Failure strength and damage mechanisms of E-glass/epoxy laminates under in-plane biaxial compressive deformation, Journal of Composite Materials, Vol. 27, No. 1, 1993, p. 49-57
194. Warrior N.A., Pickett A.K. and Lourenco N.S.F., - Mixed mode delamination – experimental and numerical studies, Strain, 2003.
195. Wei, J., Zhao, J. H., Three - Dimensional Finite Element Analysis on Interlaminar Stresses of Symmetric Laminates, Computers and Structures, Vol. 41, nr. 4, 1991

196. Weibel N.D., Sunderland P.W., Wakeman M.D., Manson J.A.E., Vollmann T.E. and Bechler K., 'Beyond a cost model: assessing implementation of new materials technologies', 10th International Conference on Management of Technology IAMOT, Paper 231NW, Lausanne, 2001.
197. Weibel N.D., Sunderland P.W., Wakeman M.D., Vollmann T.E. and Manson J.A.E., - 'Beyond a cost model: assessing implementation of new composite technologies', J. Cost Management, 2002.
198. Whitcomb J.D., - Three-dimensional stress analysis of plain weave composites. Composite Materials: Fatigue and Stresses (3rd volume), ASTM STP 1100, editura .T.K., O'Brien. ASTM, Philadelphia
199. Whitcomb, J.D., - Parametric analytical study of instability-related delamination growth, Composites Science and Technologies., No. 25, 1986, p. 19-84, ed. Wiley&Sons Inc. 1994.
200. Zako M., Uetsuji Y. and Kurashiki T., - Finite element analysis of damaged woven composite materials, Composites Sci. Technol., 2003 .
201. Zienkiewicz O.C. and Taylor R.L., - The Finite Element Method 5th editura, Butterworth-Heinemann, Oxford, 2000.
202. Zingraff L., Bourban P.E., Wakeman M.D., Kohler M. and Manson J.A.E., - 'Reactive processing and forming of polyamide 12 thermoplastic composites', 23rd SAMPE Europe International Conference, Paris, France, 9-11 April, 2002.