



**ŞCOALA DOCTORALĂ INTERDISCIPLINARĂ**

**Facultatea de Inginerie Mecanică**

**Ing. Ştefania OLĂREANU (căs. URSACHE)**

**Cercetări privind modelarea și testarea structurilor din materiale  
compozite hibride**

**Research concerning to the modeling and testing of the hybrid  
composite materials structures**

## **REZUMAT**

**Conducători științifici:**

**Prof. dr. ing. Camelia CERBU**

**Prof. dr. ing. Anton HADĂR**

**BRAȘOV, 2024**

D-lui (D-nei) .....

**COMPONENŢA  
COMISIEI DE DOCTORAT**

Numită prin ordinul Rectorului Universităţii Transilvania din Braşov

Nr. .... din .....

PREŞEDINTE:

Conf. dr. ing. COSTIUC Liviu,  
Prodecan – Facultatea de Inginerie Mecanică  
Universitatea Transilvania din Braşov

CONDUCĂTOR ŞTIINŢIFIC:

Prof. dr. ing. CERBU Camelia,  
Universitatea Transilvania din Braşov  
Prof. dr. ing. HADĂR Anton,  
Universitatea Naţională de Ştiinţă şi Tehnologie  
POLITEHNICA Bucureşti

REFERENŢI:

Prof. dr. ing. NĂSTĂSESCU Vasile,  
Academia Tehnică Militară „Ferdinand I” din Bucureşti  
Prof. dr. ing. BORDEAŞU Ilare,  
Universitatea „Politehnica” din Timişoara  
Prof. dr. ing. BÂRSĂNESCU Paul-Doru,  
Universitatea Tehnică „Gheorghe Asachi” din Iaşi

Data, ora şi locul susţinerii publice a tezei de doctorat: **12.09.2024**, ora **9<sup>00</sup>**, sala **CP8**.

Eventualele aprecieri sau observaţii asupra conţinutului lucrării vor fi transmise electronic, în timp util, pe adresa [stefania.olareanu@unitbv.ro](mailto:stefania.olareanu@unitbv.ro)

Totodată, vă invităm să luaţi parte la şedinţa publică de susţinere a tezei de doctorat.  
Vă mulţumim.

## CUPRINS

	Pg. Rez.	Pg. Teză
<b>PREFAȚĂ .....</b>	<b>1</b>	
<b>1. INTRODUCERE.....</b>	<b>2</b>	<b>14</b>
<b>2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND FIBRELE DE KEVLAR, FIBRELE DE CARBON ȘI STRUCTURILE DIN MATERIALE COMPOZITE HIBRIDE ARMATE CU FIBRE DE CARBON ȘI CU FIBRE DE KEVLAR.....</b>	<b>5</b>	<b>17</b>
2.1. <i>Proprietățile fibrelor de Kevlar .....</i>	<i>5</i>	<i>17</i>
2.1.1. <i>Caracteristicile mecanice de tracțiune ale fibrelor de Kevlar.....</i>	<i>5</i>	<i>17</i>
2.1.2. <i>Proprietățile termice ale fibrelor de Kevlar.....</i>	<i>6</i>	<i>17</i>
2.1.3. <i>Comportarea la impact a fibrelor de Kevlar.....</i>	<i>6</i>	<i>18</i>
2.1.4. <i>Efectele absorbției de apă asupra proprietăților mecanice ale fibrelor de Kevlar .....</i>	<i>7</i>	<i>19</i>
2.1.5. <i>Efectele razelor UV (ultraviolete) asupra fibrelor de Kevlar.....</i>	<i>7</i>	<i>19</i>
2.2. <i>Proprietățile fibrelor de carbon .....</i>	<i>8</i>	<i>20</i>
2.2.1. <i>Caracteristicile mecanice de tracțiune ale fibrelor de carbon.....</i>	<i>8</i>	<i>20</i>
2.2.2. <i>Proprietățile termice ale fibrelor de carbon.....</i>	<i>8</i>	<i>21</i>
2.2.3. <i>Proprietăți de conductivitate electrică ale fibrelor de carbon .....</i>	<i>9</i>	<i>22</i>
2.3. <i>Caracteristici mecanice ale structurilor din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar.....</i>	<i>10</i>	<i>23</i>
2.3.1. <i>Proprietăți mecanice de tracțiune și de încovoiere ale structurilor realizate din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar .....</i>	<i>10</i>	<i>23</i>
2.3.2. <i>Proprietăți de impact ale structurilor realizate din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și fibre de Kevlar .....</i>	<i>11</i>	<i>24</i>
2.3.3. <i>Întărirea elementelor structurale cu ajutorul materialelor compozite armate cu fibre de carbon și/sau fibre de Kevlar .....</i>	<i>12</i>	<i>27</i>
2.4. <i>Concluzii .....</i>	<i>16</i>	<i>32</i>
<b>3. OBIECTIVELE TEZEI DE DOCTORAT .....</b>	<b>18</b>	<b>34</b>
<b>4. ASPECTE PRIVIND MODELELE DE CALCUL ANALITIC DIN MECANICA MATERIALELOR COMPOZITE .....</b>	<b>20</b>	<b>36</b>
4.1. <i>Micromecanica materialelor compozite.....</i>	<i>20</i>	<i>36</i>
4.2. <i>Mecanica stratului din material compozit.....</i>	<i>22</i>	<i>38</i>
4.3. <i>Macromecanica elementului de placă din material compozit .....</i>	<i>25</i>	<i>42</i>
4.4. <i>Modelul analitic de calcul pentru materialele compozite stratificate, sollicitate în planul de armare.....</i>	<i>26</i>	<i>44</i>
4.5. <i>Modelul analitic de calcul pentru materiale compozite stratificate, sollicitate la încovoiere.....</i>	<i>27</i>	<i>45</i>
4.6. <i>Concluzii .....</i>	<i>28</i>	<i>46</i>
<b>5. DETERMINAREA CARACTERISTICILOR MECANICE ȘI ELASTICE PENTRU MATERIALUL COMPOZIT ARMAT CU ȚESĂTURĂ HIBRIDĂ DIN FIBRE DE CARBON ȘI DIN FIBRE DE ARAMIDĂ .....</b>	<b>29</b>	<b>47</b>
5.1. <i>Materiale testate.....</i>	<i>29</i>	<i>47</i>
5.2. <i>Metodele de testare .....</i>	<i>29</i>	<i>50</i>
5.2.1. <i>Încercarea de tracțiune.....</i>	<i>29</i>	<i>50</i>
5.2.2. <i>Încercarea la încovoiere prin metoda celor trei puncte .....</i>	<i>30</i>	<i>53</i>
5.2.3. <i>Încercarea la șoc prin testul Charpy.....</i>	<i>31</i>	<i>53</i>
5.3. <i>Simularea numerică a încercărilor mecanice .....</i>	<i>31</i>	<i>54</i>
5.3.1. <i>Simularea numerică a încercării de tracțiune pentru epruvetele din material compozit armat cu țesătură hibridă din fibre de carbon și din fibre de aramidă.....</i>	<i>31</i>	<i>54</i>
5.3.2. <i>Simularea numerică a încercării de încovoiere prin metoda celor trei puncte pentru epruvetele din material compozit armat cu țesătură hibridă din fibre de carbon și fibre de aramidă .....</i>	<i>32</i>	<i>56</i>
5.4. <i>Rezultatele experimentale.....</i>	<i>33</i>	<i>57</i>
5.4.1. <i>Caracteristicile elastice și mecanice de tracțiune ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....</i>	<i>33</i>	<i>57</i>



5.4.2.	Caracteristicile elastice și mecanice de încovoiere ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	35	61
5.4.3.	Rezistența la impact pentru materialul compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	35	62
5.5.	Rezultate obținute în cercetările teoretice .....	36	63
5.5.1.	Rezultate obținute prin metode analitice .....	36	63
5.5.2.	Rezultate obținute prin simulare numerică.....	37	65
5.6.	Comparația rezultatelor teoretice cu cele experimentale .....	39	68
5.7.	Concluzii .....	39	71
<b>6.</b>	<b>CERCETĂRI PRIVIND COMPORTAREA LA ÎNCERCAREA DE IMPACT CU VITEZĂ MICĂ A MATERIALELOR COMPOZITE ARMATE CU ȚESĂTURĂ HIBRIDĂ CARBON-ARAMIDĂ.....</b>	<b>41</b>	<b>73</b>
6.1.	Materiale testate.....	41	73
6.2.	Metodele de testare .....	42	75
6.2.1.	Încercarea de impact cu viteză mică a probelor din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă.....	42	75
6.2.2.	Determinarea absorbției de umiditate în materialele compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	43	77
6.3.	Rezultate și discuții privind comportarea la solicitarea de impact cu viteză mică a materialelor compozite testate.....	43	78
6.3.1.	Rezultate experimentale obținute în încercările de impact cu viteză mică pentru probele uscate.....	43	78
6.3.2.	Analiza datelor privind absorbția de apă.....	46	88
6.3.3.	Rezultate experimentale obținute în încercările de impact cu viteză mică după imersiunea în apă a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	47	90
6.3.4.	Efectele absorbției de apă asupra comportării la impact a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	49	97
6.3.5.	Modurile de rupere în încercarea de impact cu viteză mică a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	51	100
6.4.	Concluzii .....	51	103
<b>7.</b>	<b>CERCETĂRI PRIVIND MODELAREA ȘI TESTAREA GRINZILOR CU PEREȚI SUBȚIRI REALIZATE DIN MATERIAL COMPOZIT ARMAT CU ȚESĂTURĂ HIBRIDĂ CARBON-ARAMIDĂ .....</b>	<b>53</b>	<b>106</b>
7.1.	Analiza experimentală a stărilor de deformație și a deplasărilor în cazul grinzilor realizate din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă, solicitate la încovoiere .....	53	106
7.1.1.	Grinzi testate.....	53	106
7.1.2.	Încercarea de încovoiere în trei puncte combinată cu metoda corelării digitale a imaginilor. ....	53	107
7.1.3.	Rezultatele încercărilor de încovoiere pentru grinzele cu pereți subțiri realizate din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă .....	55	109
7.2.	Simularea numerică a stărilor de tensiune și de deformație din grinda realizată din material compozit carbon-aramidă/ epoxi solicitată la încovoiere.....	58	116
7.2.1.	Modelul numeric .....	58	116
7.2.2.	Rezultatele obținute în analiza cu elemente finite.....	60	119
7.3.	Validarea modelului numeric prin comparația rezultatelor obținute prin modelarea numerică cu cele experimentale.....	60	125
7.4.	Concluzii .....	62	130
<b>8.</b>	<b>CONCLUZII GENERALE. CONTRIBUȚII PERSONALE ȘI DIRECȚII VIITOARE DE CERCETARE.....</b>	<b>63</b>	<b>131</b>
8.1.	Concluzii generale .....	63	131
8.2.	Contribuții personale. Direcții viitoare de cercetare.....	66	134
<b>BIBLIOGRAFIE.....</b>		<b>69</b>	<b>151</b>

## Prefață

Prezenta teză de doctorat intitulată "Cercetări privind modelarea și testarea structurilor din materiale compozite hibride" abordează o tematică de mare actualitate, legată de cercetări privind comportarea mecanică a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă din fibre de carbon și din fibre de aramidă și a reprezentat o experiență personală provocatoare și plină de satisfacții.

În mod deosebit doresc să-mi exprim cea mai mare recunoștință, apreciere și respect față de coordonatorii mei științifici, Prof. dr. ing. Camelia Cerbu și Prof. dr. ing. Anton Hadăr, în primul rând, pentru încrederea pe care mi-au acordat-o, dar și pentru sprijinul lor necondiționat pe întreaga perioadă a desfășurării activității mele în calitate de student-doctorand. Prin răbdarea și rigoarea academică de care au dat dovadă, m-au ghidat pe întregul parcurs al elaborării prezentei teze de doctorat și m-au motivat constant să îmi depășesc limitele și au contribuit la formarea și dezvoltarea mea ca cercetător.

Aș dori să le mulțumesc membrilor comisiei de îndrumare științifică, Prof. dr. ing. Călin Ioan Roșca, Prof. dr. ing. Vasile Ciofoaia, Prof. dr. ing. Horațiu Teodorescu-Drăghicescu, Ș.I. dr. ing. Guiman Maria Violeta și Conf. dr. ing. Baci Florin (Universitatea Națională de Știință și Tehnologie POLITEHNICA București) pentru îndrumarea permanentă, observațiile constructive, recomandările și sugestiile formulate pe parcursul elaborării lucrării științifice.

Mulțumirile mele se îndreaptă și către Prof. dr. ing. Mariana Domnica Stanciu, pentru observațiile și sugestiile formulate în sesiunea publică de analiză preliminară a tezei de doctorat.

Doresc să adresez mulțumiri sincere și stimaților membri din comisia de susținere publică a prezentei teze de doctorat, pentru aprecierile asupra conținutului lucrării și pentru timpul dedicat participării la sesiunea publică de susținere a prezentei teze de doctorat.

Țin să mulțumesc pentru sprijinul tehnic acordat în vederea realizării cercetărilor experimentale și următoarelor persoane: Ș.I. dr. ing. Horia Alexandru Petrescu și Prof. dr. ing. Anton Hadăr (Universitatea Națională de Științe și Tehnologie POLITEHNICA București) pentru realizarea încercărilor la impact și Ș.I. dr. ing. Alexandru Manolescu (Institutul de Cercetare-Dezvoltare al Universității Transilvania din Braşov) pentru debitarea epruvetelor.

Doresc de asemenea, să mulțumesc Prof. dr. ing. Camelia Cerbu pentru ajutorul acordat în fabricarea manuală a epruvetelor cercetate în această teză de doctorat, precum și pentru suport în realizarea testelor experimentale.

Mulțumiri și tuturor profesorilor din mediul universitar care m-au susținut și încurajat.

Nu în ultimul rând, aș dori să le mulțumesc din suflet soțului meu, Cezar și fiicei mele, Victoria, pentru încurajarea constantă și sprijinul moral oferit permanent, motivându-mă în cele mai dificile momente.

## 1. INTRODUCERE

În ultimele decenii în domeniile de vârf ale industriei, precum cel aerospațial, medical, maritim și militar a devenit de tot mai mare interes înlocuirea materialelor clasice (lemn, oțel, sticlă, etc.) cu materiale compozite, pentru fabricarea structurilor, echipamentelor și produselor care necesită să îndeplinească cerințe de ordin mecanic și financiar din ce în ce mai ridicate. Studiul materialelor compozite reprezintă un domeniu vast de cercetare, care reușește în continuare să provoace oamenii de știință din întreaga lume. Cerințele în continuă creștere impun o continuă perfecționare a materialelor compozite din punct de vedere al proprietăților mecanice, astfel încât să se obțină structuri de materiale care să asigure rezistență, rigiditate, stabilitate termică și rezistență la impact și oboseală în condițiile unei greutate specifice reduse. Pentru a fabrica astfel de structuri inovative din materiale compozite, trebuie în primul rând să se cunoască foarte bine proprietățile mecanice ale materialelor componente (fibre și matrice), astfel încât să se realizeze o analiză a modului cum acești doi constituenți interacționează chimic și cum lucrează împreună atunci când sunt supuși la solicitări mecanice. De asemenea, o serie de factori ce țin de aceste două componente (fibre și matrice) influențează proprietățile mecanice ale materialelor compozite, cum ar fi: forma, natura, dimensiunea și orientarea fibrei, fracția volumică a fibrei, tipul și natura matricei. Recent, în ultimii ani, numeroși cercetători și-au îndreptat atenția și asupra studierii proprietăților mecanice ale materialelor compozite hibride. Studiile au fost în principal concentrate pe combinații de fibre de carbon și alte tipuri de fibre de preferat, mai puțin casante. Prin hibridizare, se urmărește în principal reducerea masei materialului compozit rezultat și îmbunătățirea performanțelor mecanice prin combinarea a două sau mai multe tipuri de fibre în aceeași structură de material compozit, dar totodată și micșorarea costurilor de producție, prin utilizarea fibrelor mai ieftine în acele zone ale structurilor compozite în care starea de solicitare nu este la un nivel foarte mare. În domeniul materialelor compozite hibride pot fi incluse următoarele sub-categorii de compozite:

- structuri de tip *sandwich* – între două straturi dintr-un anumit material, numite fețele sandwich-ului se plasează un strat dintr-un material diferit, numit miez;
- structuri hibride *inter-strat* (din limba engleză "interply") – în structura materialului compozit se găsesc materiale de armare diferite în straturi variate;
- structuri hibride *în interiorul stratului* (din limba engleză "intra-ply") – două sau mai multe tipuri de fibre sunt utilizate pentru ranforsare în același strat și sunt distribuite în mod regulat sau întâmplător;
- structuri hibride „*fibră cu fibră*” - fibrele ce alcătuiesc materialul de armare sunt combinate într-un mod arbitrar, astfel încât să nu existe concentrări ale unui anumit fel de fibre în structura materialului compozit.

Astfel, pentru proiectarea și fabricarea unei structuri compozite hibride, cunoașterea proprietăților mecanice ale materialelor de armare (fibre) și modul cum interacționează chimic cu materialul matricei, joacă un rol decisiv în analiza fiabilității și durabilității acestor materiale compozite hibride.

În cercetarea efectuată în cadrul prezentei teze de doctorat, s-a propus investigarea din punct de vedere al comportării mecanice sub acțiunea solicitărilor mecanice statice (tracțiune și încovoiere prin metoda celor trei puncte) și a solicitărilor mecanice dinamice (testul de impact Charpy și impactul cu

viteză mică prin cădere liberă) a structurilor din material compozit hibrid de tip intra-strat armat cu fibre de carbon și fibre de Kevlar.

În capitolul 2 se prezintă stadiul actual al cercetărilor privind materialele compozite hibride, armate cu fibre de carbon și și cu fibre de Kevlar. Astfel, se prezintă o serie de proprietăți mecanice ale fibrelor de Kevlar și ale fibrelor de carbon pentru care există studii publicate în literatura de specialitate, acestea reprezentând indicatori de bază pentru destinația finală în diferite aplicații, a materialului compozit armat cu astfel de fibre. Se descrie de asemenea stadiul actual al cercetărilor privind structurile din materiale compozite hibride, armate atât cu fibre de Kevlar cât și cu fibre de carbon. Totodată, acest capitol evidențiază avantajele și dezavantajele hibridizării celor două tipuri de fibre. Se prezintă de asemenea, aplicații ale materialelor compozite armate cu fibre de carbon și/sau fibre de Kevlar în vederea consolidării elementelor structurale (grinzi din lemn sau beton, panouri), publicate în diverse lucrări științifice de specialitate.

În capitolul 3 se prezintă pe scurt obiectivele și scopul tezei de doctorat, se descrie obiectivul principal al acestei teze și care sunt obiectivele secundare urmărite în cadrul tezei.

În capitolul 4 se prezintă câteva modele de calcul analitic utilizate în mecanica materialelor compozite, care conduc la relațiile de calcul utilizate pentru proprietăți elastice echivalente ale materialelor compozite stratificate solicitate în planul acestora și pentru cele solicitate la încovoiere. Noțiunile de bază din micromecanica și macromecanica materialelor compozite sunt sintetizate în scopul explicării mărimilor utilizate în modelul de calcul analitic în capitolele următoare din teză.

În capitolul 5 se descriu cercetările experimentale pe care autoarea acestei teze de doctorat le-a realizat în vederea determinării principalelor caracteristici mecanice și elastice pentru materialul compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă. Se descriu materialele testate, metodele de lucru (atât cele teoretice cât și cele experimentale), caracteristicile pentru țesătura hibridă de armare și pentru matrice, forma și dimensiunile epruvetelor supuse încercărilor experimentale. Metodele experimentale utilizate pentru caracterizarea materialului compozit sunt: încercarea de tracțiune combinată cu metoda non-invazivă de corelare digitală a imaginilor (adesea abreviată cu DIC de la denumirea în limba engleză, Digital Image Correlation); încercarea la încovoiere prin metoda celor trei puncte; încercarea la impact prin testul Charpy. Pentru determinarea coeficientului de contracție transversală în planul de armare cu fibre, se utilizează graficele de variație a contracției specifice în direcția transversală a epruvetei în funcție de lungirea specifică măsurată în direcția longitudinală. Proprietățile mecanice obținute în urma realizării acestor încercări se sintetizează în tabele. Considerând caracteristicile elastice determinate, se utilizează atât modelul analitic de calcul, cât și modelarea numerică pentru simularea stărilor de tensiune și de deformație care se dezvoltă în solicitările de tracțiune și compresiune, pentru obținerea modulelor de elasticitate echivalente pentru materialul compozit stratificat implicat în studiu.

În capitolul 6 se abordează aspectele legate de comportarea în solicitarea de impact cu viteză mică a două tipuri de plăci fabricate din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă. Primul set de probe a fost realizat sub forma unor plăci cu dimensiunile de 70 mm x 70 mm, din opt straturi de material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă. Cel de-al doilea set de probe a fost realizat sub forma unor plăci de tip sandwich având aceleași dimensiuni, cu ambele fețe realizate din câte trei straturi de material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă și cu miezul din cauciuc. Pentru a studia efectul pe care îl are absorbția de apă asupra proprietăților de impact, o parte

din epruvetele celor două seturi s-au testat la impact înainte de imersiune, iar celelalte epruvete au fost testate după imersiunea în apă până la saturație. Rezultatele obținute în testul de impact cu viteză mică se prezintă comparativ atât pentru cele două tipuri de materiale compozite testate, cât și pentru cele testate după saturația cu apă în raport cu cele testate înainte de imersiune.

Capitolul 7 prezintă modelarea numerică și testarea la încovoiere a grinzilor de secțiune dreptunghiulară, cu pereți subțiri, din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă. În final, rezultatele obținute sunt reprezentate grafic și se analizează comparativ rezultatele obținute în simularea numerică cu elemente finite și rezultatele obținute în încercările experimentale efectuate prin combinarea încercării mecanice cu metoda optică de determinare a deformațiilor și deplasărilor 3D prin metoda DIC. Rezultatele experimentale se utilizează pentru validarea modelului numeric al grinzii solicitată la încovoiere, pentru care modelarea materialului s-a făcut considerând caracteristicile elastice determinate în capitolul 5 al prezentei teze de doctorat.

Capitolul 8 evidențiază concluziile cele mai semnificative ale cercetărilor prezentate, importanța rezultatelor obținute și contribuțiile personale și originale ale autoarei tezei de doctorat în domeniul cercetărilor referitoare la comportarea mecanică a materialelor compozite armate cu fibre de carbon și cu fibre de aramidă. În final, se prezintă direcțiile viitoare de cercetare care ar putea fi abordate în viitor chiar de către autoarea acestei teze și de către alți specialiști și ingineri din același domeniu de cercetare.



## 2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND FIBRELE DE KEVLAR, FIBRELE DE CARBON ŞI STRUCTURILE DIN MATERIALE COMPOZITE HIBRIDE ARMATE CU FIBRE DE CARBON ŞI CU FIBRE DE KEVLAR

Sinteza prezentată este rezultatul studiului lucrărilor ştiinţifice publicate în literatura de specialitate în ultimii ani, oferind informaţii referitoare la justificarea utilizării compozitelor armate cu astfel de fibre în diverse aplicaţii. De asemenea, se prezintă şi câteva date despre stadiul actual al cercetărilor efectuate asupra structurilor realizate din materiale compozite hibride, armate atât cu fibre de carbon, cât şi cu fibre de Kevlar, pentru identificarea principalelor avantaje şi dezavantaje ale hibridizării celor două tipuri de fibre. În finalul capitolului se descriu câteva aplicaţii privind utilizarea materialelor compozite armate cu fibre de carbon şi/sau fibre de Kevlar pentru întărirea/consolidarea elementelor structurale (grinzi din lemn sau beton, panouri).

### 2.1. Proprietăţile fibrelor de Kevlar

#### 2.1.1. Caracteristicile mecanice de tracţiune ale fibrelor de Kevlar

În tabelul 2.1 sunt prezentate principalele proprietăţi mecanice de tracţiune ale fibrelor de aramidă (Kevlar) existente pe piaţă.

**Tabelul 2.1.** Proprietăţi mecanice de tracţiune pentru principalele tipuri de fibre de Kevlar [1].

Denumire Fibră	Modul de elasticitate longitudinal $E$ (GPa)	Coefficientul lui Poisson $\nu_{12}$	Rezistenţa la tracţiune $\sigma_{max}$ (GPa)	Lungirea specifică la rupere (%)	Densitate (g/cm <sup>3</sup> )	Referinţă bibliografică
Kevlar29	70	0,37	2,9	4	1,44	
Kevlar49	135	0,36	2,9	2,8	1,45	
Kevlar100	60	-	2,9	3,9	1,44	
Kevlar119	55	-	3,1	4,4	1,44	[2-4]
Kevlar129	99	-	3,4	3,3	1,45	
Kevlar149	143	0,30	2,3	1,5	1,47	
KevlarKM2	85	0,24	3,8	4,5	1,44	

### 2.1.2. Proprietățile termice ale fibrelor de Kevlar

În tabelul 2.2 sunt prezentate valorile raportate în literatură pentru caracteristicile de degradare termică a fibrelor de Kevlar.

**Tabelul 2.2.** Proprietăți termice pentru principalele tipuri de fibre de Kevlar [1].

Denumire fibră	Temperatura de încălzire (°C/ min)	Rata de degradare (%/ min.)		Temperatura de descompunere (°C)		Reducerea masei (până la descompunere) (%)		Referință bibliografică
		Aer	Nitrogen	Aer	Nitrogen	Aer	Nitrogen	
Kevlar	variabil	8,2	3,5	521,0	546,0	8	6	[6]
Kevlar29	20	26,0	21	449,1	480,0	9	8	[7]
Kevlar49	20	27,0	22	451,0	474,7	9	8	[7]
Kevlar49	10	-	-	482,0	538,0	9	8	[5]
Kevlar129	20	28,0	23	437,1	464,2	8	7	[7]

Fibrele de Kevlar supuse la temperaturi ridicate se comportă diferit în planul longitudinal și în planul transversal, manifestând un coeficient de dilatare termică foarte mic, negativ în direcția longitudinală a fibrelor și un coeficient de dilatare termică pozitiv în plan transversal (tabel 2.3).

Aceste valori sunt prezentate în tabelul 2.3 împreună cu alte valori identificate în literatura de specialitate.

**Tabelul 2.3.** Valorile coeficienților de dilatare termică pentru fibrele de Kevlar [1].

Denumire fibră	Interval de temperatură (°C)	Coeficient de dilatare termică ( $\times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ )		Referință bibliografică
		Longitudinal	Transversal	
Kevlar29	25-150	-4,0	-	[5]
Kevlar49	25-150	-4,0	-	[5]
Kevlar49	20-80	-5,7	66,3	[8]

### 2.1.3. Comportarea la impact a fibrelor de Kevlar

Kevlar-ul este cunoscut ca un material cu rezistență foarte bună la impact. De aceea, fibrele de Kevlar se regăsesc în structura materialelor compozite cu aplicații balistice. Frecarea dintre fire este considerată unul dintre cei mai importanți parametri, pentru caracterizarea performanței balistice a țesăturilor aramidă. Frecarea dintre fire (frecare fir-fir) este în general evaluată prin forța de smulgere a firului și este asociată cu rezistența la impact. Pentru fibrele obișnuite de Kevlar au fost determinate experimental, următoarele mărimi [9]:

- forța de smulgere a firului: 20,2 N;

- energia de absorbție la impact: 103,12 J.

#### 2.1.4. Efectele absorbției de apă asupra proprietăților mecanice ale fibrelor de Kevlar

Proprietățile mecanice ale fibrelor de Kevlar, modulul de elasticitate longitudinal și rezistența la tracțiune scad odată cu absorbția de apă în fibre [1].

În tabelul 2.4 este prezentat efectul absorbției de apă asupra modulului de elasticitate longitudinal și a rezistenței la tracțiune, pentru fibrele de Kevlar29, Kevlar49 și Kevlar149.

**Tabelul 2.4.** Efectul absorbției de apă asupra proprietăților mecanice ale fibrelor de Kevlar [1].

Denumire fibră	Proprietăți mecanice în stare nedegradată		Proprietăți mecanice la saturație		Conținutul de apă la saturație (%)	Referință bibliografică
	Modulul lui Young	Rezistența la tracțiune	Modulul lui Young	Rezistența la tracțiune		
	$E$	$\sigma_{\max}$	$E$	$\sigma_{\max}$		
	(GPa)	(GPa)	(GPa)	(GPa)		
Kevlar29	70	2,9	64	2,48	5,3	
Kevlar49	135	2,9	69,8	1,81	4,3	[10]
Kevlar149	143	2,3	100,2	1,69	2,1	

#### 2.1.5. Efectele razelor UV (ultraviolete) asupra fibrelor de Kevlar

Kevlarul este sensibil la razele ultraviolete (UV), iar firele neprotejate tind să se decoloreze, de la galben la maro, după o expunere prelungită. De asemenea, expunerea prelungită la razele UV poate provoca, pierderea proprietăților mecanice, în funcție de lungimea de undă, timpul de expunere, intensitatea radiației și geometria produsului. În concluzie, dacă materialul este mai gros, acesta este mai protejat, deoarece fibrele exterioare formează o barieră de protecție, care acoperă fibrele interioare într-un mănunchi de filamente sau țesătură. Astfel pierderea de rezistență este redusă la minimum [5]. În tabelul 2.5 sunt centralizate datele obținute pentru diferite tipuri de fibre de Kevlar, după ce au fost expuse la raze UV.

**Tabelul 2.5.** Efectul razelor UV asupra proprietăților mecanice ale fibrelor de Kevlar [1].

Grosime fibră de Kevlar (denier)*	Expunere UV (ore)	Rezistența fibrei la tracțiune după expunere UV (%)	Referință bibliografică
1500		35	
3000	450	55	[5]
4500		65	

\*denier – unitate de măsură pentru greutatea pe unitatea de lungime a firelor care caracterizează finețea fibrelor.

## 2.2. Proprietățile fibrelor de carbon

### 2.2.1. Caracteristicile mecanice de tracțiune ale fibrelor de carbon

În comparație cu alte fibre sintetice (fibre de sticlă, aramidă, nylon), fibrele de carbon prezintă o serie de avantaje, inclusiv rigiditate ridicată, rezistență ridicată la tracțiune, masă redusă, rezistență chimică ridicată, stabilitate la temperatură ridicată și coeficient scăzut de dilatare termică.

În tabelul 2.6 se prezintă o clasificare a fibrelor de carbon în raport cu proprietățile lor mecanice.

**Tabelul 2.6.** Clasificarea fibrelor de carbon în funcție de proprietățile mecanice de tracțiune [1].

Denumire tip fibră de carbon	Caracteristică principală	Rezistența la tracțiune $\sigma_{max}$ (GPa)	Modul de elasticitate longitudinal $E$ (GPa)	Referință bibliografică
UHM	Modul de elasticitate foarte ridicat	>2,5	>600	
HM	Modul de elasticitate ridicat	>2,5	350-600	
IM	Modul de elasticitate intermediar	>3,5	280-350	[13-18]
HT	Rezistență ridicată și modul de elasticitate redus	>3	200-280	
SHT	Rezistență foarte ridicată	>4,5	<200	

### 2.2.2. Proprietățile termice ale fibrelor de carbon

Fibrele de carbon combină rezistența ridicată la tracțiune și modulul de elasticitate ridicat cu masa redusă. În plus, această rezistență ridicată la tracțiune este menținută până la temperaturi extrem de ridicate [19]. S-a observat o scădere de aproximativ 21,94 % (de la 5,47 GPa la 4,27 GPa) a rezistenței la tracțiune, pentru fibrele de carbon expuse la temperaturi de peste 400 °C (tabel 2.7) [21]. Totodată, peste această valoare a temperaturii, s-a observat și o reducere în diametrul fibrei de carbon cu aproximativ 37 % [20].

În tabelul 2.7 se prezintă influența pe care o are creșterea de temperatură asupra rezistenței la tracțiune a fibrelor de carbon, valori care sunt extrase din literatura de specialitate.

**Tabelul 2.7.** Influenţa expunerii la temperaturi ridicate asupra fibrelor de carbon [1].

Denumire tip fibră de carbon *	Temperatură °C	Rezistenţa la tracţiune $\sigma_{max}$ (GPa)	Referinţă bibliografică
UHM	temperatura camerei	5,47	
UHM	350	5,20	[21]
UHM	450	4,27	
HT	temperatura camerei	4,60	
HT	2840	2,60	[22]

\* UHM – modul de elasticitate foarte ridicat, HT – rezistenţă ridicată şi modul de elasticitate redus.

Fibrele de carbon prezintă proprietăţi foarte bune la temperaturi foarte ridicate şi din punct de vedere al conductivităţii termice şi al dilatării termice. În tabelul 2.8 se regăsesc valorile acestor mărimi, pentru diferite tipuri de fibre de carbon. Coeficientul mic de dilatare termică face ca fibrele de carbon să fie utilizate în domeniile unde este necesară o precizie mare de măsurare [13, 23-25].

**Tabelul 2.8.** Valorile coeficienţilor de dilatare termică pentru fibrele de carbon [1].

Denumire fibră	Temperatură (K)	Coeficient de dilatare termică (10 <sup>-6</sup> /K)		Referinţă bibliografică
		Longitudinal	Transversal	
P 100	temperatura camerei	-0,1	7,0	
PANEX 33	350	1,0	5,0	[23]
HTA 5131	450	0,8	6,0	
K-1100	temperatura camerei	-1,45	-	
T 1000	temperatura camerei	-0,55	-	[25]
M40J	temperatura camerei	-0,83	-	

Se poate observa că, pentru fibrele de carbon au fost raportate valori negative ale coeficientului de dilatare termică în direcţia longitudinală a acestora. Valorile coeficienţilor de dilatare termică în direcţia transversală a fibrelor de carbon sunt pozitive şi mai mari în modul decât cele măsurate în direcţia longitudinală.

### **2.2.3. Proprietăţi de conductivitate electrică ale fibrelor de carbon**

Fibrele de carbon sunt bune conducătoare din punct de vedere electric. De asemenea, au o durată de viaţă mult mai mare decât cablurile metalice. Diferite studii au demonstrat că, această capacitate de transmitere a curentului electric prin fibrele de carbon este în strânsă legătură cu procesul de grafitizare la diferite temperaturi [26], conductivitatea electrică crescând odată cu temperatură de grafitizare. În tabelul 2.9 se regăsesc valorile conductivităţii termice în funcţie de temperatura de grafitizare [27].

**Tabelul 2.9.** Conductivitatea electrică a fibrelor de carbon pe bază de Poliacrilonitril (PAN) [1].

Temperatură de grafitizare (°C)	Conductivitate electrică (S/cm)	Referință bibliografică
1000	5,32	
1800	51,01	[27]
2200	75,91	

### 2.3. Caracteristici mecanice ale structurilor din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar

#### 2.3.1. Proprietăți mecanice de tracțiune și de încovoiere ale structurilor realizate din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar

În tabelul 2.10 [32] sunt prezentate principalele caracteristici mecanice obținute în urma testelor experimentale de tracțiune și de încovoiere pentru structuri din materiale compozite hibride, armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar.

**Tabelul 2.10.** Proprietățile mecanice pentru materialul compozit hibrid armat cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar [1, 32].

Structură compozit*	Conținutul de fibre	Modul de elasticitate longitudinal	Rezistența la tracțiune	Rezistența la încovoiere	Coeficientul lui Poisson	Modul de elasticitate transversal	Referință bibliografică
		$E$ (GPa)	$\sigma_{\max}$ (GPa)	$\sigma_{\max}$ (GPa)	$\nu_{12}$	$G_{12}$ (GPa)	
2K/8C/2K	60.0 % vol.	-	1,25	1,15	-	-	[30]
3C/2K/2C/ 2K/3C	60.0 % vol.	-	-	0,954	-	-	[30]
8CK plain	-	11,34	-	-	0,09	1,49	[33]
8CK twill	45.0 % mas.	35,25	4,07	4,18	0,141	-	[31]
CKCKC	37.2 % mas.	-	2,0	0,43	-	-	[34]
KCKCK	20.2 % mas.	-	2,4	0,50	-	-	[34]
KKCKK	38.4 % mas.	-	2,6	0,60	-	-	[34]
CCKCC	42.0 % mas.	-	2,7	0,46	-	-	[34]

\*CKCKC – material compozit hibrid alcătuit din cinci straturi, C-țesătură carbon, K-țesătură Kevlar; 8CK plain – material compozit alcătuit din opt straturi de țesătură plană hibridă din fibre de carbon/kevlar; 8CK twill – material compozit alcătuit din opt straturi de țesătură twill hibridă din fibre de carbon/kevlar; 2K/8C/2K – material compozit hibrid alcătuit din două straturi fibre Kevlar49, opt straturi fibre HT Carbon și două straturi fibre Kevlar49; 3C/2K/2C/2K/3C – material compozit hibrid alcătuit din trei straturi fibre HT Carbon, două straturi fibre Kevlar49, două straturi fibre HT Carbon, două straturi fibre Kevlar49 și trei straturi fibre HT Carbon.

Se remarcă faptul că, rezistența la încovoiere este cea mai mare pentru materialul compozit armat cu țesătură hibridă Kevlar-carbon (twill 8CK), cu aproximativ 27 % mai mare decât rezultatele obținute

pentru materialele compozite hibride multistratificate (2K/8C/2K). În cazul materialelor compozite hibride carbon-Kevlar întărite cu țesături hibride Kevlar-carbon în același strat, rigiditatea ridicată a fibrelor de carbon este combinată cu tenacitatea ridicată a fibrelor de Kevlar, ceea ce duce la obținerea unor materiale compozite cu caracteristici mecanice foarte bune.

### ***2.3.2. Proprietăți de impact ale structurilor realizate din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și fibre de Kevlar***

În literatura de specialitate s-au observat câteva avantaje și dezavantaje ale hibridizării celor două tipuri de fibre în structura compozitului, din punct de vedere al performanțelor materialului compozit hibrid supus la teste de impact. Materialele hibride cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar sunt caracterizate de o rezistență ridicată la tracțiune, de o rigiditate crescută datorită carbonului și de o rezistență ridicată la impact, datorită Kevlarului. De asemenea, a fost și este de interes și influența pe care o are înlocuirea fibrelor de carbon din structura unui compozit cu fibre de Kevlar, asupra proprietăților mecanice de impact, ținând cont de performanțele la impact ale fibrelor de Kevlar, dar și de rezistența acestora la temperaturi ridicate [35]. În tabelul 2.11 [32] se prezintă efectul pe care îl are hibridizarea celor două tipuri de fibre asupra performanțelor mecanice ale diferitelor structuri ale compozitului, în urma testelor de impact.

**Tabelul 2.11.** Rezultate obținute în testele de impact pentru materialele compozite armate cu fibre de carbon și/sau fibre de Kevlar [1, 32].

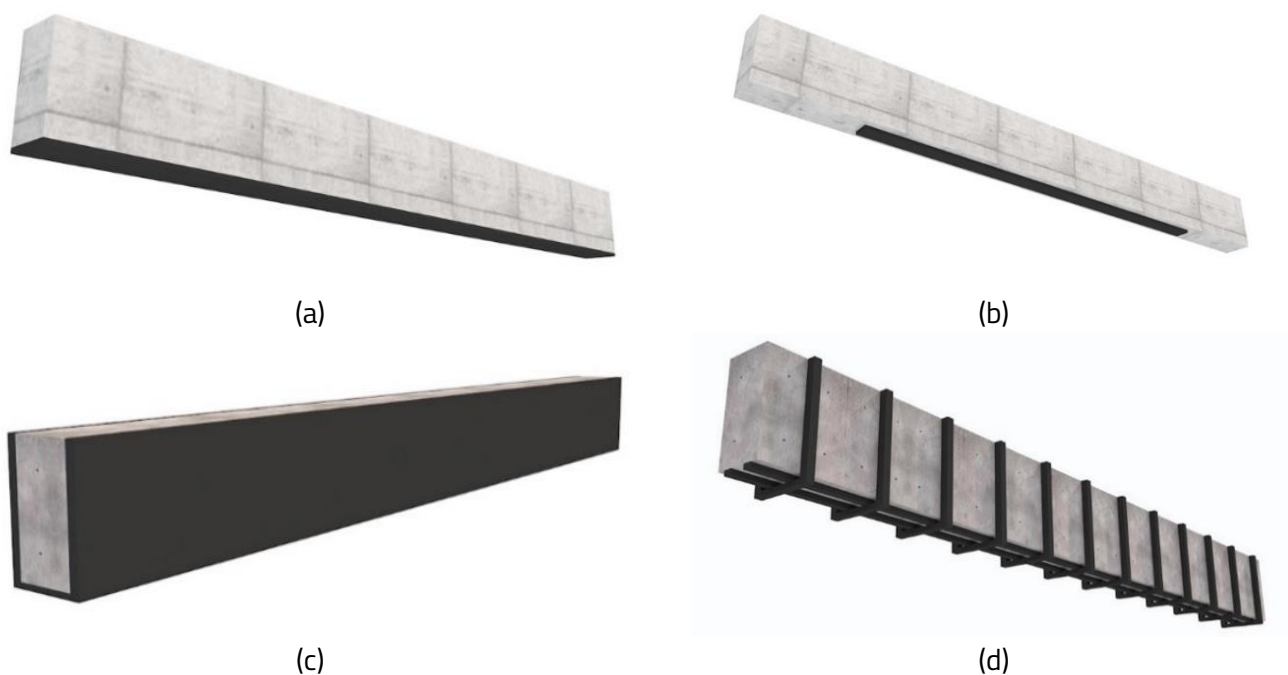
Structura compozitului*	Viteza de impact (m/s)	Energia de deformație absorbită la impact (J)	Modul de rupere	Referința bibliografică
K-K		2,8		
C-C	4,5	2,4		
C-K		3,1	penetrat	[35]
K-C		3,1		

\*#-# – material compozit alcătuit din două straturi, C-țesătură plană din fibre de carbon, K-țesătură plană din fibre de Kevlar. Toate probele testate au avut dimensiunile de 100 mm x 100 mm.

Rezultatele experimentale (tabelul 2.11) arată că hibridizarea fibrelor de carbon și a fibrelor de Kevlar din structura compozitului conduce la o valoare de 3,1 J, înregistrată pentru energia de deformație absorbită la impact, care este cu 29,17 % și, respectiv cu 10,71 % mai mare decât valoarea înregistrată pentru compozitele armate fie doar cu fibre de carbon sau, respectiv doar cu fibre de Kevlar.

### 2.3.3. Întărirea elementelor structurale cu ajutorul materialelor compozite armate cu fibre de carbon și/sau fibre de Kevlar

În figura 2.3 sunt prezentate schițe 3D ale diferitelor tipuri de întărire a grinzilor, în direcție longitudinală și transversală, pentru satisfacerea diferitelor nevoi ale inginerilor din domeniul construcțiilor. De exemplu, prin lipirea materialelor compozite pe suprafața inferioară a grinzilor din beton armat, în mod continuu sau parțial (fig. 2.3a și fig. 2.3b), se îmbunătățește rezistența la încovoiere a grinzii. În plus, lipirea materialelor compozite pe suprafețele inferioare și laterale ale grinzii (fig. 2.3c), duce la creșterea atât a capacității portante, cât și la limitarea fisurilor pe suprafața grinzii. Tipul de dispunere prezentat în figura 2.3d, este utilizat în principiu pentru consolidarea grinzilor din beton, prin aplicarea materialelor compozite pe exteriorul grinzii, în aceeași poziție în care a fost amplasată armătura (bare de oțel, etrieri) în interiorul grinzii de beton, ceea ce conduce la o creștere a rezistenței la forfecare și a rezistenței la încovoiere a grinzii respective.



**Figura 2.3.** Moduri de dispunere a materialelor compozite în direcție longitudinală și transversală pe elemente structurale: (a) aplicate continuu pe suprafața inferioară și pe întreaga lungime; (b) aplicate parțial pe suprafața inferioară, dar pe întreaga lungime; (c) aplicate continuu pe întreaga suprafața inferioară și pe suprafețele laterale; (d) aplicate parțial pe suprafața inferioară și discontinuu pe suprafețele laterale [1].

De asemenea, ca și în cazul grinzilor din beton armat, consolidarea la partea inferioară a grinzilor din lemn se poate realiza și cu lamele din fibre de carbon pultruzionate. *Torang și Desharma [42]* au



investigat influența pe care o are adăugarea lamelelor din fibre de carbon pe suprafața inferioară a grinzilor din lemn, pe diferite lungimi, prin încercări de încovoiere, efectuate în aceleași condiții de testare. În acest sens, au fost realizate patru tipuri de probe pentru testare, care sunt descrise în tabelul 2.13. Analizând rezultatele prezentate în tabelul 2.13, se poate observa că valoarea forței maxime pentru grinda de lemn cu întărire pe toată deschiderea acesteia este cu 48,3 % mai mare decât valoarea înregistrată pentru grinda de lemn fără întărire, având aceleași dimensiuni.

**Tabelul 2.13.** Rezultate obținute în urma încercărilor de încovoiere pentru grinzile din lemn ranforsate cu fibre de carbon [1].

Descriere structură grindă	Dimensiuni secțiune transversală $b \times h$ (mm x mm)	Forța maximă $F_{\max}$ (N)	Referință bibliografică
grindă din lemn fără ranforsare		35313,45	
grindă din lemn ranforsată la partea inferioară pe întreaga deschidere ( $L_R$ )*		52378,00	
grindă din lemn ranforsată la partea inferioară pe o lungime de $\frac{3}{4}$ din deschidere ( $L_R$ )*	75 x 100	48499,67	[42]
grindă din beton armat ranforsată la partea inferioară pe o lungime de $\frac{1}{4}$ din deschidere ( $L_R$ )*		36864,77	

\* $L_R$  – lungime deschidere grindă

Totodată, compozitele armate cu fibre de aramidă sunt dure, cu proprietăți bune de absorbție a energiei la impact și sunt utilizate pe scară largă în aplicații speciale, cum ar fi armuri pentru blindaj, veste antiglonț și alte aplicații în care rezistența la impact este o prioritate. Cu toate acestea, ele nu sunt considerate adecvate pentru aplicații care implică solicitări mari de compresiune și de încovoiere, deoarece, este cunoscut faptul că aceste fibre au tendința de a se îndoi, într-un final cedând în astfel de condiții de testare [43, 44].

În tabelul 2.14 sunt prezentate rezultatele obținute de alți cercetători [45], în ceea ce privește încercările de încovoiere asupra grinzilor din beton. Au fost studiate prin comparare, atât grinzi din beton fără ranforsare cu materiale compozite, cât și grinzi din beton ranforsate în diferite combinații cu materiale compozite armate cu fibre de Kevlar. Dimensiunile secțiunii transversale au fost de 200 mm înălțime și 150 mm lățime, lungimea grinzilor din beton a fost de 1000 mm, iar armarea cu bare de oțel la interior a grinzilor din beton a fost realizată în direcție longitudinală a grinzii cu bare din oțel de diametru de 12 mm, iar în plan transversal grindă a fost armată cu etieri din oțel de diametru de 8

mm. Din tabelul 2.14 se poate observa o creştere cu aproximativ 37,7 % a valorii forţei la rupere, în cazul grinzilor din beton armat ranforsate cu două straturi de stratificat din fibre de Kevlar pe suprafaţa inferioară a grinzii şi o creştere cu 88,4 % pentru grinzile din beton întărite cu două straturi de ţesătură din Kevlar pe suprafaţa inferioară şi pe suprafeţele laterale.

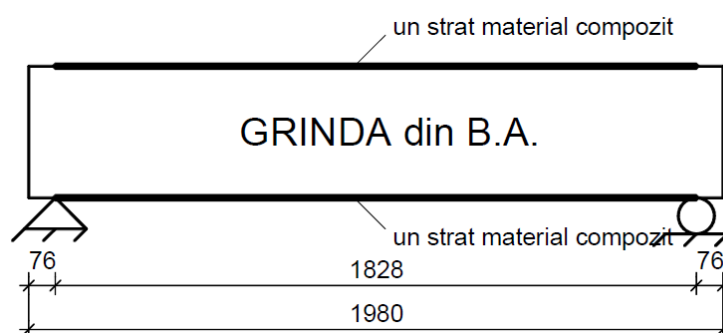
**Tabelul 2.14.** Rezultate obţinute în urma testului de încovoiere pentru grinda din beton armat [1].

Structură grindă din beton armat*	Forţa la rupere (kN)	Numărul de fisuri în grindă la partea inferioară	Momentul maxim (kN·m)	Referinţa bibliografică
Grindă beton armat	70,50	6	10,58	
Grindă beton armat întărită la partea inferioară cu un strat material compozit armat cu fibre de Kevlar	84,06	3	12,61	
Grindă beton armat întărită la partea inferioară cu două straturi material compozit armate cu fibre de Kevlar	97,07	2	14,22	
Grindă beton armat întărită la partea inferioară şi pe feţele laterale cu un strat ţesătură din fibre de Kevlar	119,26	fără urme vizibile ale fisurilor	17,89	[45]
Grindă beton armat întărită la partea inferioară şi pe feţele laterale cu două straturi ţesătură din fibre de Kevlar	132,86	fără urme vizibile ale fisurilor	19,93	

\*K# - numărul de straturi din material compozit armat cu fibre de Kevlar.

De asemenea, este de interes să urmărim şi răspunsul la impact al grinzilor din beton armat (B.A.) ranforsate cu materiale compozite. În acest sens, au fost realizate teste de impact pe grinzi din beton armat, ranforsate la partea superioară, dar şi la cea inferioară, cu straturi din fibre de carbon si din fibre de Kevlar. Au fost pregătite pentru testare la impact două grinzi din beton armat ranforsate la partea superioară şi la partea inferioară cu un strat din material compozit armat cu fibre de Kevlar şi două grinzi din beton armat ranforsate la partea superioară şi la cea inferioară cu un strat din material

compozit armat cu fibre de carbon, pentru a observa rolul fiecăruia dintre materiale în performanța structurii (fig. 2.4). Pentru ambele configurații de grinzi au fost realizate teste repetitive de impact cu ajutorul unui cilindru de metal, lăsat să cadă de la diferite înălțimi, pe suprafața superioară a grinzii. Rezultatele testelor de impact au arătat că, materialele compozite au crescut semnificativ capacitatea de rezistență a grinzilor din beton armat. În plus, stratificatele au redus deformațiile și mărimea fisurilor. Comparând rezultatele testelor efectuate pentru grinzile ranforsate cu stratificate armate cu fibre de Kevlar și cu fibre de carbon, s-a concluzionat ca această creștere a rezistenței depinde de tipul, grosimea, masa și proprietățile materialului compozit. În cazul grinzilor din beton armat, neranforsate cu materiale compozite, după apariția fisurilor, acestea ar ceda, dar în cazul celor ranforsate cu materiale compozite, chiar dacă în urma impactului au apărut fisuri, grinda nu a cedat, aceasta rezistând chiar și la lovituri ulterioare. Acest avantaj se datorează utilizării stratificatelelor cu fibre de Kevlar și de carbon, care limitează deschiderea fisurilor și sporesc rezistența la forfecare [46].



**Figura 2.4.** Grindă din beton armat (B.A.) ranforsată la partea superioară și la cea inferioară cu un strat din material compozit [46].

Într-o lucrare recent publicată [47], au fost realizate teste de impact prin căderea liberă a unei mase de 12 kg de la o înălțime de 1,8 m, pe suprafața grinzilor din lemn, ranforsate și neranforsate la partea inferioară cu materiale compozite armate cu fibre de carbon. În timpul testelor de impact, grinzile au fost supuse și unei forțe axiale de compresiune de 4 kN, pentru îmbunătățirea rezistenței la impact a acestora. Au fost realizate patru tipuri de probe pentru realizarea testelor de impact, după cum sunt descrise în tabelul 2.15. Toate cele patru tipuri de grinzi din lemn testate au avut dimensiunile secțiunii transversale de 36 mm x 45 mm, iar lungimea lor a fost de 360 mm. Rezultatele obținute în urma acestor încercări de impact sunt centralizate în tabelul 2.15.

Ținând cont de rezultatele experimentale obținute în urma testelor de impact, se poate observa că ranforsarea la partea inferioară a grinzilor din lemn cu materiale compozite armate cu fibre de carbon are o influență majoră asupra rezistenței acestora la impact.

Rezultatele obținute în testele de impact au arătat că ranforsarea cu un singur strat CFRP generează o creștere a rezistenței la impact a grinzii din lemn, dar nu atât de semnificativă, pe când ranforsarea cu două straturi CFRP aduce îmbunătățirii majore asupra rezistenței la impact a grinzii din lemn cu o creștere a energiei de impact cu 182,17 % față de grinda din lemn neranforsată.

Tabelul 2.15. Rezultate obținute în urma testelor de impact asupra grinzilor din lemn [1].

Notăție grindă lemn	Descriere structură grindă	Energia de deformație absorbită la impact (J)	Referință bibliografică
G.L.	grindă din lemn fără ranforsare	48,67	
G.L.-1C	grindă din lemn ranforsată la partea inferioară cu un strat CFRP*	71,33	
G.L.-2C	grindă din lemn ranforsată la partea inferioară cu două straturi CFRP*	137,33	[47]
G.L.-11C	grindă din lemn ranforsată la partea inferioară cu 11 straturi CFRP*	98,80	

\*CFRP – material compozit armat cu fibre de fibre de carbon, realizat prin extrudare.

## 2.4. Concluzii

După efectuarea unei analize critice, în literatura de specialitate privind stadiul actual al cercetării materialelor compozite hibride armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar, se pot formula următoarele concluzii:

- cererea în continuă creștere venită din partea principalelor industrii privind fabricarea de structuri cu performanțe ridicate a dus la o dezvoltare continuă a domeniului structurilor din materiale compozite armate hibrid cu fibre de carbon și fibre de aramidă;
- s-a identificat o lipsă în ceea ce privește datele experimentale referitoare la caracteristicile mecanice ale materialelor compozite hibride armate cu fibre de Kevlar și cu fibre de carbon, îndeosebi date legate de coeficientul lui Poisson și modulele de elasticitate transversale;
- nu s-au identificat informații referitoare la elementele structurale de rezistență, cum ar fi grinzi cu secțiuni dreptunghiulară realizate integral din materiale compozite hibride armate cu fibre de Kevlar și cu fibre de carbon;
- structurile hibride studiate sunt îndeosebi de tipul interstrat (în structura materialului compozit se găsesc materiale de armare diferite, în straturi variate), cercetările pe structurile hibride de tipul intra-strat (două sau mai multe tipuri de fibre sunt amestecate în același strat, în mod regulat sau întâmplător) fiind relativ puține;
- perspectiva este de a dezvolta în continuare soluții care să permită obținerea unor structuri din materiale compozite hibride, cu performanțe ridicate, care să asigure reducerea costurilor și a masei și să fie obținute prin tehnologii simple de fabricație.

S-au identificat principalele avantaje și dezavantaje privind hibridizarea celor două tipuri de fibre (fibrele de carbon și fibrele de aramidă sau Kevlar) și anume:

a) **Avantajele** hibridizării fibrelor de Kevlar și a fibrelor de carbon:

- se obțin materiale cu o grosime foarte mică și cu o masă redusă;
- se obțin materiale compozite caracterizate de rezistență ridicată la tracțiune, rigiditate mare datorită armării cu fibre de carbon și rezistență ridicată la impact datorită armării cu fibrele de Kevlar;
- se obțin materiale compozite cu un coeficient de dilatare termică scăzut în comparație cu alte materiale hibride, cu modul de elasticitate și cu rezistență la compresiune ridicate;
- hibridizarea prin creșterea conținutului de fibre de carbon conduce la creșterea rezistenței sau a rigidității materialului compozit, în timp ce prin adăugarea fibrelor de Kevlar se obține o creștere a flexibilității materialelor compozite;
- creșterea conținutului de fibre de Kevlar în materialul compozit hibrid sporește rezistența la impact;

b) **Dezavantajele** hibridizării fibrelor de Kevlar și a fibrelor de carbon:

- atât fibrele de carbon, cât și cele de Kevlar, au un cost ridicat de achiziție;
- lipsa datelor experimentale în literatura de specialitate în ceea ce privește caracteristicile elastice și de rezistență pentru aceste materiale constituie un dezavantaj pentru simularea numerică cu elemente finite a structurilor fabricate din astfel de materiale compozite, solicitate mecanic;
- prin utilizarea pentru ranforsare a fibrelor de Kevlar se obțin materiale compozite ale căror caracteristici sunt sensibile la efectele umidității și la cele ale razelor ultraviolete (UV).

În această secțiune se prezintă doar o sinteză a concluziilor din teza de doctorat.

### 3. OBIECTIVELE TEZEI DE DOCTORAT

Pentru stabilirea obiectivului principal al prezentei teze de doctorat s-a ținut cont de datele sintetizate în capitolul precedent, rezultate din studiul efectuat asupra stadiului actual al cercetărilor privind proprietățile mecanice ale fibrelor de carbon, ale fibrelor de aramidă (în special, cele de Kevlar) și ale materialelor compozite armate cu astfel de fibre, precum și în ceea ce privește aplicațiile acestora ca elemente structurale (întărirea grinzilor de lemn sau de beton, panouri de protecție balistică).

Principalul obiectiv al cercetărilor realizate pe parcursul elaborării tezei de doctorat constă în analiza comportării mecanice și în determinarea proprietăților mecanice la solicitări statice (tracțiune, încovoiere) și dinamice (solicitarea de impact cu viteză mică) pentru diferite structuri realizate din materiale compozite armate cu țesătură hibridă din fibre de carbon și din fibre de aramidă. Având în vedere faptul că fibrele de aramidă și implicit cele de Kevlar, sunt sensibile la umiditate, ceea ce conduce la degradarea proprietăților mecanice, se impune considerarea efectului umidității asupra comportării mecanice a materialelor compozite implicate, care sunt ranforsate cu fibre de aramidă pe lângă fibrele de carbon.

Pentru atingerea obiectivului principal prezentat mai sus, au fost stabilite următoarele obiective specifice pentru teza de doctorat:

- analiza critică a literaturii de specialitate referitoare la stadiul actual al cercetărilor în domeniul materialelor compozite armate cu fibre de carbon, cu fibre de aramidă sau cu ambele tipuri de fibre, pentru a identifica avantajele și dezavantajele materialelor compozite hibride, precum și pentru stabilirea direcțiilor de cercetare;
- realizarea plăcilor din materiale compozite hibride, pe bază de rășină epoxi, ranforsate cu țesătură hibridă de carbon-aramidă, urmată de debitarea acestora, pentru obținerea epruvetelor pentru încercările mecanice (tracțiune, încovoiere, test de impact Charpy, impact cu viteză mică prin cădere liberă), conform recomandărilor din standardele internaționale;
- studiul modelelor analitice utilizate în literatura de specialitate pentru calculul materialelor compozite sollicitate mecanic;
- realizarea încercărilor experimentale pentru determinarea caracteristicilor elastice și mecanice de tracțiune și de încovoiere, precum și a rezistenței la impact pentru materiale compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă;
- simularea numerică a stărilor de tensiune și de deformație care se dezvoltă în solicitările de tracțiune și de încovoiere ale epruvetelor realizate din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă, precum și validarea modelelor numerice cu datele obținute din încercărilor experimentale;
- utilizarea modelelor analitice din mecanica materialelor compozite pentru calculul modulelor de elasticitate echivalente pentru stratificatul din material compozit carbo-aramidă/ epoxi, solicitat

la tracţiune şi la încovoiere; compararea rezultatelor cu cele obţinute pe cale experimentală şi prin simulare numerică;

- încercarea la impact cu viteză mică, prin căderea liberă a plăcilor din materiale compozite stratificate, armate cu ţesătură hibridă de carbon-aramidă, cu şi fără miez din cauciuc;
- analiza comparativă a comportării mecanice în încercarea de impact cu viteză mică a plăcilor din material compozit, armat doar cu ţesătură carbon-aramidă şi a plăcilor de tip sandwich, cu feţele din acelaşi material compozit şi cu miez de cauciuc;
- studiul absorbţiei de apă până la saturaţie, pentru materialele compozite stratificate, armate cu ţesătură hibridă de carbon-aramidă, cu şi fără miez din cauciuc;
- studiul efectelor absorbţiei de apă asupra comportării la solicitarea de impact cu viteză mică şi asupra energiei absorbite pentru cele două tipuri de materiale compozite armate cu ţesătură hibridă de carbon-aramidă, cu şi fără miez din cauciuc;
- realizarea grinzilor din material compozit armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă, având secţiunea dreptunghiulară, cu pereţi subţiri;
- încercarea la încovoiere a grinzilor din material compozit armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă şi determinarea câmpurilor de deformaţii şi deplasări prin metoda de corelare digitală a imaginilor;
- simularea numerică cu elemente finite a stărilor de tensiune şi de deformaţie din grinda realizată din material compozit armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă, solicitată la încovoiere;
- validarea modelului numeric cu elemente finite al grinzii din material compozit, armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă, solicitată la încovoiere, prin compararea cu rezultatele experimentale.

## 4. ASPECTE PRIVIND MODELELE DE CALCUL ANALITIC DIN MECANICA MATERIALELOR COMPOZITE

### 4.1. Micromecanica materialelor compozite

*Micromecanica materialelor compozite* studiază materialele compozite ținând cont de interacțiunea dintre materialele componente, și anume fibrele și matricea.

La baza analizei la nivel micromecanic stau următoarele ipoteze:

- materialul fibrelor se consideră omogen și izotrop, având o comportare liniar elastică până la rupere;
- fibrele sunt distribuite uniform și perfect aliniate;
- materialul matricei se consideră omogen și izotrop, având comportare liniar elastică până la rupere și cu aderență perfectă la fibre;
- stratul armat cu fibre este considerat omogen la nivel macroscopic, liniar elastic, ortotrop și fără tensiuni interne inițiale.

Ținând cont de ipotezele descrise mai sus, se consideră că atât fibrele, cât și matricea, sunt caracterizate de trei caracteristici elastice, iar după combinarea acestor două materiale va rezulta un material anizotrop, care este considerat omogen la nivel macroscopic. Materialul compozit armat unidirecțional cu fibre este un material ortotrop, căruia îi corespund nouă caracteristici elastice în raport cu axele 1, 2, 3 ale sistemului de coordonate local (axa 1 este paralelă cu direcția fibrelor, axa 2 este perpendiculară pe fibre, iar axa 3 perpendiculară pe primele două axe):

$E_1$  – modulul de elasticitate în direcția fibrelor;

$E_2$  – modulul de elasticitate în direcția perpendiculară pe fibre;

$G_{12}$  – modulul de elasticitate transversal în planul de ranforsare cu fibre;

$G_{13}$  și  $G_{23}$  – modulele de elasticitate transversale interlaminare în planul 13 și respectiv, în planul 23;

$\nu_{12}$  – coeficientul lui Poisson în planul de ranforsare cu fibre;

$\nu_{21} = \nu_{12}$  – coeficientul lui Poisson în planul secundar;

$\nu_{13}$  și  $\nu_{23}$  – coeficienții lui Poisson în planele 13 și respectiv, 23.

Caracteristicile elastice și mecanice ale materialului compozit pot fi estimate prin modele analitice de calcul, bazate pe regula amestecurilor, plecând de la caracteristicile fiecăruia dintre constituenți.

Pentru un material compozit se definesc următoarele mărimi:

- raportul volumic al fibrelor, notat cu  $V_f$ , ca raportul dintre volumul fibrelor conținute și volumul total al materialului compozit;
- raportul volumic al matricei, notat cu  $V_m$ , ca raportul dintre volumul matricei și volumul total al materialului compozit;
- procentul masic al fibrelor, notat cu  $M_f$ , ca raportul dintre masa fibrelor și masa totală a materialului compozit;
- procentul masic al matricei, notat cu  $M_m$ , ca raportul dintre masa matricei și masa totală a materialului compozit.



Ținând cont de cele descrise mai sus, rezultă că suma celor două raporturi volumice este egală cu unitatea [49-51]:

$$V_f + V_m = 1. \quad (4.1)$$

În mod analog, deoarece masa totală a compozitului este dată de suma dintre masa matricei și masa fibrei, rezultă că [49-51]:

$$M_f + M_m = 1. \quad (4.2)$$

Cu ajutorul mărimilor definite anterior și cunoscând modulul de elasticitate  $E_f$ , al fibrelor, precum și modulul de elasticitate  $E_m$  al matricei, se pot demonstra relațiile de calcul pentru următoarele caracteristici elastice ale materialului compozit armat unidirecțional cu fibre [50]:

- modulele de elasticitate în direcția fibrelor și în direcția perpendiculară pe fibre, notate cu  $E_1$  și respectiv, cu  $E_2$ :

$$E_1 = E_f V_f + E_m V_m; \quad (4.3)$$

$$E_2 = \frac{E_f E_m}{E_f V_m + E_m V_f}; \quad (4.4)$$

- coeficientul de contracție transversală  $\nu_{12}$  în planul de armare cu fibre:

$$\nu_{12} = \nu_f V_f + \nu_m V_m; \quad (4.5)$$

- modulul de elasticitate transversal  $G_{12}$ , în planul stratului:

$$G_{12} = \frac{G_f G_m}{G_f V_m + G_m V_f}; \quad (4.6)$$

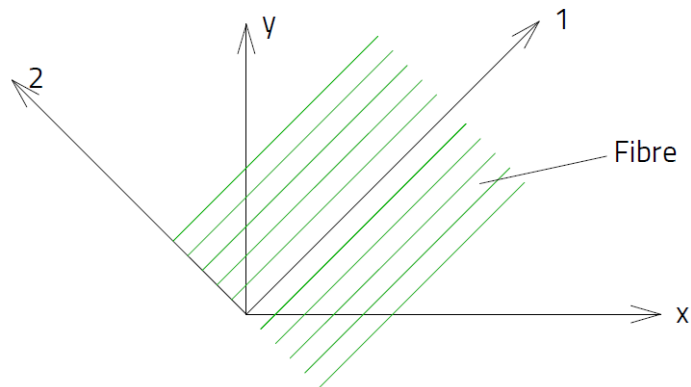
Având la bază ipotezele conform cărora fibrele și matricea sunt considerate materiale omogene, izotrope și cu o comportare liniar elastică, relațiile între caracteristicile elastice ale acestora sunt definite astfel:

$$G_f = \frac{E_f}{2(1 + \nu_f)}; \quad G_m = \frac{E_m}{2(1 + \nu_m)}. \quad (4.7)$$

## 4.2. Mecanica stratului din material compozit

În proiectarea și modelele de calcul ale structurilor din materiale compozite sunt folosite două sisteme de coordonate:

- sistemul de coordonate cartezian local (sistemul de coordonate al stratului), ale cărui axe sunt notate cu 1, 2 și 3. Axa 1 este în direcția fibrelor, axa 2 se află în planul de ranforsare și este perpendiculară pe axa 1, iar axa 3 este perpendiculară pe planul format de axele 1 și 2 și pe suprafața învelișului din material compozit. Fiecare strat are propriul sistem de coordonate local, iar pentru fiecare, axa 1 este paralelă cu direcția fibrelor (fig. 4.1.).
- sistemul de coordonate global, ale cărui axe sunt notate cu x, y, și z și la care se raportează toate straturile materialului compozit.



**Figura 4.1.** Sistemele de coordonate local și global, definite pentru materialele compozite (în plan).

Starea de tensiune din fiecare punct al materialului compozit este caracterizată de tensorul tensiunilor. În raport cu sistemul de coordonate local al stratului, tensorul tensiunilor se exprimă prin relația [49-52]:

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_1 & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{12} & \sigma_2 & \tau_{23} \\ \tau_{13} & \tau_{23} & \sigma_3 \end{bmatrix}. \quad (4.8)$$

În mod analog, tensorul de tensiunilor față de sistemul de coordonate global este scris sub forma:

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix}. \quad (4.9)$$

Conform legii dualității tensiunilor tangențiale (legea lui Cauchy), se cunoaște că tensorul de tensiune este simetric, deoarece [52, 53]:

$$\tau_{ij} = \tau_{ji}. \quad (4.10)$$

Tensorul deformațiilor este simetric și se scrie sub următoarele forme [52-56], în raport cu sistemul de coordonate de material și respectiv, în raport cu sistemul de coordonate global:

$$[\varepsilon] = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 & \frac{\gamma_{12}}{2} & \frac{\gamma_{13}}{2} \\ \frac{\gamma_{12}}{2} & \varepsilon_2 & \frac{\gamma_{23}}{2} \\ \frac{\gamma_{13}}{2} & \frac{\gamma_{23}}{2} & \varepsilon_3 \end{bmatrix}; \quad (4.11)$$

$$[\varepsilon] = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \frac{\gamma_{xy}}{2} & \frac{\gamma_{xz}}{2} \\ \frac{\gamma_{xy}}{2} & \varepsilon_y & \frac{\gamma_{yz}}{2} \\ \frac{\gamma_{xz}}{2} & \frac{\gamma_{yz}}{2} & \varepsilon_z \end{bmatrix}. \quad (4.12)$$

În stare plană de tensiune, relațiile dintre tensiuni și deformații se pot exprima ținând cont de caracteristicile mecanice ale stratificatului, raportate la sistemul de coordonate local, după cum urmează:

- valoarea totală a deformației specifice normale în direcția 1 a fibrelor, este dată de relația [55, 56]:

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E_1} - \frac{\sigma_2}{E_2} \nu_{21}; \quad (4.13)$$

- valoarea totală a deformației specifice pentru direcția 2 perpendiculară pe fibre, este dată de relația [47, 54, 55]:

$$\varepsilon_2 = -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_1 + \frac{\sigma_2}{E_2}. \quad (4.14)$$

Fiind admisă legea lui *Hooke*, tensiunile tangențiale sunt date de relațiile următoare [50, 53, 54]:

$$\tau_{12} = G_{12} \cdot \gamma_{12} \quad (4.15)$$

$$\tau_{23} = G_{23} \cdot \gamma_{23} \quad (4.16)$$

$$\tau_{13} = G_{13} \cdot \gamma_{13} \quad (4.17)$$

În cazul materialelor compozite, de regulă, modulele de elasticitate transversale față de planele 12 și 13, nu diferă foarte mult și de aceea se poate aproxima în calcule că  $G_{12} \cong G_{13}$ .

Ținând cont de cele menționate, relațiile deformații-tensiuni în raport cu sistemul de coordonate local al stratului, se scriu sub următoarea formă, pentru stratul subțire din material compozit [48, 51, 55, 56-58]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = [S]\{\sigma\} \quad (4.18)$$

și

$$\begin{Bmatrix} \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ 0 & \frac{1}{G_{13}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{Bmatrix} = [S^*]\{\tau\}, \quad (4.19)$$

în care  $\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_1 \ \varepsilon_2 \ \gamma_{12}\}^T$  este vectorul deformațiilor în planul de ranforsare;  $\{\sigma\} = \{\sigma_1 \ \sigma_2 \ \tau_{12}\}^T$  este vectorul tensiunilor în planul de ranforsare;  $\{\tau\} = \{\tau_{23} \ \tau_{13}\}^T$  este vectorul tensiunilor interlaminare;  $[S]$  este inversa matricii modul de elasticitate generalizată redusă  $[Q]$ ;  $[S^*]$  reprezintă inversa matricii modul de elasticitate interlaminară  $[Q^*]$ .

După inversarea matricii  $[S]$ , relația dintre vectorul tensiunilor și vectorul deformațiilor, în planul de ranforsare cu fibre, se poate scrie sub forma [48, 50, 51, 56-58]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{\Delta} & \frac{\nu_{12}E_2}{\Delta} & 0 \\ \frac{\nu_{12}E_2}{\Delta} & \frac{E_2}{\Delta} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = [Q]\{\varepsilon\}, \quad (4.20)$$

unde  $\Delta = 1 - \nu_{12}\nu_{21} = 1 - \nu_{12}^2 E_2/E_1$ .

De asemenea, relația dintre vectorul tensiunilor tangențiale interlaminare și vectorul lunecărilor specifice interlaminare este [50, 55, 56]:

$$\begin{Bmatrix} \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{23} & 0 \\ 0 & G_{13} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{Bmatrix} = [Q^*]\{\gamma\}. \quad (4.21)$$

În relațiile (4.20) și (4.21) matricea  $[Q]$  reprezintă matricea modul de elasticitate generalizată redusă, deoarece, face legătura doar între tensiunile și deformațiile din planul de ranforsare, iar matricea  $[Q^*]$  este matricea modul de elasticitate redusă interlaminară.

Termenii matricii modul de elasticitate generalizată redusă  $[Q]$  sunt [50]:

$$\begin{aligned}
 Q_{11} &= \frac{E_1}{\Delta}; & Q_{66} &= G_{12}; \\
 Q_{12} = Q_{21} &= \frac{\nu_{12} E_2}{\Delta}; & Q_{44}^* &= G_{23}; \\
 Q_{22} &= \frac{E_2}{\Delta}; & Q_{55}^* &= G_{13}.
 \end{aligned} \tag{4.22}$$

În mod similar, pentru că relațiile dintre deformații și tensiuni să poată să fie exprimate față de sistemul de coordonate global, se utilizează relațiile de transformare din sistemul de coordonate local în sistemul de coordonate global.

Relația dintre vectorul tensiunilor și vectorul deformațiilor în raport cu sistemul de coordonate global este definită prin [50]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [\bar{Q}] \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}, \tag{4.23}$$

unde  $\bar{Q}_{ij}$  sunt termenii matricei modul de elasticitate generalizată redusă transformată.

În aceeași manieră, pentru tensiunile tangențiale poate fi scrisă următoarea relație [50]:

$$\begin{Bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{44}^* & \bar{Q}_{45}^* \\ \bar{Q}_{45}^* & \bar{Q}_{55}^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix}, \tag{4.24}$$

unde  $[\bar{Q}^*]$  este matricea modul de elasticitate interlaminară transformată.

### 4.3. Macromecanica elementului de placă din material compozit

Pornind de la ipotezele prezentate, ecuația constitutivă a unui element de placă din compozit stratificat este descrisă de relația de mai jos [50]:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix}, \tag{4.25}$$

$$\begin{Bmatrix} T_y \\ T_x \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{44} & H_{45} \\ H_{45} & H_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix}$$

unde  $N_x, N_y$ , sunt forțele axiale, iar  $N_{xy}$  este forța de forfecare pe unitatea de lungimea de-a lungul frontierei elementului de volum din placa compozită;  $T_x, T_y$  sunt forțele tăietoare pe unitatea de lungime a plăcii;  $M_x, M_y$  sunt momentele de încovoiere iar  $M_{xy}$  este momentul de torsiune pe unitatea de lungime a plăcii;  $\varepsilon_x^0, \varepsilon_y^0, \gamma_{xy}^0$  sunt deformațiile din suprafața mediană;  $\kappa_x^0, \kappa_y^0, \kappa_{xy}^0$  sunt curburile plăcii cauzate de încovoiere și de torsiune; termenii  $A_{ij}$  fac parte din matricea de rigiditate în

plan  $[A]$ ; termenii  $B_{ij}$  fac parte din matricea de rigiditate întindere-încovoiere  $[B]$ ; termenii  $D_{ij}$  fac parte din matricea de rigiditate la încovoiere  $[D]$ ; termenii  $H_{ij}$  fac parte din matricea de rigiditate transversală de forfecare  $[H]$ .

Relația dintre eforturile secționale dezvoltate la nivelul suprafeței mediane a elementului de placă din material compozit și deplasări și respectiv, curburi, este definită prin ecuația constitutivă [50, 52]:

$$\{N_x \quad N_y \quad N_z \quad M_x \quad M_y \quad M_z\}^T = \begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix} \{\varepsilon_x^0 \quad \varepsilon_y^0 \quad \gamma_{xy}^0 \quad \kappa_x^0 \quad \kappa_y^0 \quad \kappa_{xy}^0\}^T. \quad (4.26)$$

Termenii matricelor  $[A]$ ,  $[B]$ ,  $[D]$  se calculează cu relațiile următoare [50, 51]:

$$\begin{cases} A_{ij} = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (z_k - z_{k-1}) = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k t_k; & D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^3 - z_{k-1}^3). \\ B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^2 - z_{k-1}^2); \end{cases} \quad (4.27)$$

unde  $t_k$  este grosimea stratului  $k$ ;  $z_{k-1}$  și  $z_k$  sunt coordonatele stratului  $k$  față de suprafața mediană a plăcii.

Folosind ecuația (4.26) se obține ecuația (4.28), care face legătura între deformații, curburi și eforturile secționale [49, 50, 55, 56]:

$$\{\varepsilon_x^0 \quad \varepsilon_y^0 \quad \varepsilon_z^0 \quad \kappa_x^0 \quad \kappa_y^0 \quad \kappa_{xy}^0\}^T = \begin{bmatrix} [\alpha] & [\beta] \\ [\beta] & [\delta] \end{bmatrix} \{N_x \quad N_y \quad N_z \quad M_x \quad M_y \quad M_z\}^T. \quad (4.28)$$

#### 4.4. Modelul analitic de calcul pentru materialele compozite stratificate, solicate în planul de armare

Pentru determinarea caracteristicilor mecanice ale acestui material compozit stratificat, ortotrop și simetric, se presupune că tensiunile din plan ( $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ ) sunt distribuite uniform pe grosimea plăcii în cazul încărcării în plan, iar vectorul deformațiilor în raport cu suprafața mediană a plăcii ortotrope se calculează cu ecuația (4.29), în funcție de proprietățile elastice ale materialului ortotrop și de vectorul tensiunilor [50, 57]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_x & -\nu_{xy}/E_x & 0 \\ -\nu_{xy}/E_x & 1/E_y & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{xy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_x & -\nu_{xy}/E_x & 0 \\ -\nu_{xy}/E_x & 1/E_y & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{xy} \end{bmatrix} \frac{1}{t} \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix}. \quad (4.31)$$

Egalând termenii ecuației (4.29) și (4.31), proprietățile elastice echivalente ( $E_x, E_y, G_{xy}, \nu_{xy}$ ) ale stratificatului simetric și ortotrop, sollicitat de forțe care acționează în planul de armare, pot fi determinate cu relațiile de mai jos [50, 51]:

$$\begin{cases} E_x = 1/(t\alpha_{11}) = (A_{11}A_{22} - A_{12}^2)/(tA_{22}); & G_{xy} = 1/(t\alpha_{66}) = A_{66}/t; \\ E_y = 1/(t\alpha_{22}) = (A_{11}A_{22} - A_{12}^2)/(tA_{11}); & \nu_{xy} = -t\alpha_{12}E_x = -\alpha_{12}/\alpha_{11} = A_{12}/A_{22}. \end{cases} \quad (4.32)$$

#### 4.5. Modelul analitic de calcul pentru materiale compozite stratificate, solificate la încovoiere

Deoarece, în planul de armare nu se dezvoltă nicio forță, vectorul deformațiilor corespunzător punctului din suprafața mediană este un vector nul, conform ecuației (4.29). Astfel, vectorul deformațiilor într-un punct oarecare din stratificat, situat la distanța  $z$  față de suprafața mediană, se calculează cu următoarea relație [50]:

$$\{\varepsilon_x \quad \varepsilon_y \quad \gamma_{xy}\}^T = \{\varepsilon_x^0 \quad \varepsilon_y^0 \quad \gamma_{xy}^0\}^T + z\{\kappa_x^0 \quad \kappa_y^0 \quad \kappa_{xy}^0\}^T = z\{\kappa_x^0 \quad \kappa_y^0 \quad \kappa_{xy}^0\}^T. \quad (4.33)$$

Având în vedere relația dintre vectorul momentelor și vectorul tensiunilor corespunzător componentelor tensiunii dezvoltate în planul  $xy$  al plăcii ortotrope fictive și apoi, înlocuind relațiile dintre tensiuni și deformații, se obține ecuația [50]:

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} z dz = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{bmatrix} 1/E'_x & -\nu_{xy}/E'_x & 0 \\ -\nu_{xy}/E'_x & 1/E'_y & 0 \\ 0 & 0 & 1/G'_{xy} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} z dz \quad (4.34)$$

Înlocuind în ecuația (4.34) expresia vectorului deformație din ecuația (4.33), se obține ecuația următoare [50]:

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} &= \begin{bmatrix} 1/E'_x & -\nu_{xy}/E'_x & 0 \\ -\nu_{xy}/E'_x & 1/E'_y & 0 \\ 0 & 0 & 1/G'_{xy} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \kappa_x^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{Bmatrix} \int_{-t/2}^{t/2} z^2 dz \\ &= \frac{t^3}{12} \begin{bmatrix} 1/E'_x & -\nu_{xy}/E'_x & 0 \\ -\nu_{xy}/E'_x & 1/E'_y & 0 \\ 0 & 0 & 1/G'_{xy} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \kappa_x^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{Bmatrix}. \end{aligned} \quad (4.35)$$

Folosind ecuația (4.35), vectorul curburilor  $\{\kappa_x^0 \quad \kappa_y^0 \quad \kappa_{xy}^0\}^T$ , scris în funcție de vectorul momentelor, este de forma [50]:

$$\begin{Bmatrix} \kappa_x^0 \\ \kappa_y^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{Bmatrix} = \frac{12}{t^3} \begin{bmatrix} 1/E'_x & -\nu_{xy}/E'_x & 0 \\ -\nu_{xy}/E'_x & 1/E'_y & 0 \\ 0 & 0 & 1/G'_{xy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4.36)$$

Comparând ecuația (4.30) cu ecuația (4.36), caracteristicile elastice echivalente  $(E'_x, E'_y, G'_{xy}, \nu'_{xy})$  pentru materialul compozit stratificat, special ortotrop, simetric, încărcat doar de momentele încovoietoare  $(M_x, M_y)$  și momentul de torsiune  $M_{xy}$ , se calculează utilizând următoarele două relații [50]:

$$\begin{cases} E'_x = 12/(t^3 \delta_{11}) = 12(D_{11}D_{22} - D_{12}^2)/(t^3 D_{22}); & G'_{xy} = 12/(t^3 \delta_{66}) = 12 D_{66}/t^3; \\ E'_y = 12/(t^3 \delta_{22}) = 12(D_{11}D_{22} - D_{12}^2)/(t^3 D_{11}); & \nu'_{xy} = -t^3 \delta_{12} E_x / 12 = -\frac{\delta_{12}}{\delta_{11}} = \frac{D_{12}}{D_{22}}. \end{cases} \quad (4.37)$$

#### 4.6. Concluzii

Modelele de calcul prezentate în acest capitol se utilizează pentru a calcula caracteristicile elastice și mecanice corespunzătoare unui strat dintr-un material compozit. Ținând cont că straturile dintr-un material compozit sunt alcătuite din material de ranforsare (fibre) și matrice (de obicei, rășină) în diferite proporții, proprietățile materialelor compozite depind de: natura fibrelor, de proporția acestora în raport cu matricea și de tipul matricei. Se prezintă relațiile de transformare din sistemul de coordonate de material (având axele 1, 2, 3) în sistemul de coordonate global Oxyz, cât și invers. Dacă se cunosc proprietățile elastice și mecanice ale materialului compozit din faza de proiectare a unei piese fabricate dintr-un astfel de material, se poate optimiza forma și geometria acesteia, astfel încât, în final, acesta să corespundă exigențelor mecanice pentru care a fost proiectat, atât din punct de vedere al rigidității, cât și al rezistenței. Modelele de calcul analitic prezentate se bazează pe echivalarea stratificatului din material compozit cu un material ortotrop fictiv, care are aceeași comportare mecanică.

În această secțiune se prezintă doar o sinteză a concluziilor din teza de doctorat.



## 5. DETERMINAREA CARACTERISTICILOR MECANICE ŞI ELASTICE PENTRU MATERIALUL COMPOZIT ARMAT CU ȚESĂTURĂ HIBRIDĂ DIN FIBRE DE CARBON ŞI DIN FIBRE DE ARAMIDĂ

### 5.1. Materiale testate

Țesătura hibridă carbon-aramidă de tip SGRATEX H W215-TW2/2, fabricată de SGL Carbon (Wiesbaden, Germania) utilizată în acest studiu este prezentată în figura 5.1 și constă din două rețele de fire, orientate în două direcții perpendiculare (urzeală și bătătură).



**Figura 5.1.** Țesătura hibridă carbon-aramidă de tipul SGRATEX H W215-TW2/2 [60].

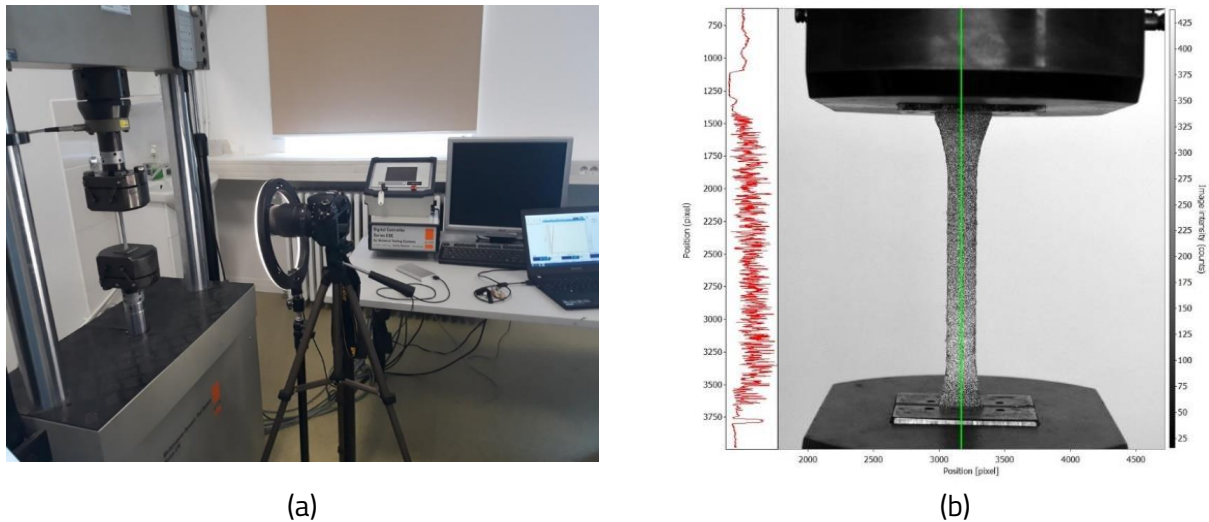
Pentru matrice s-a utilizat rășina epoxidică de tip Epolam 2031, care a fost amestecată cu întăritorul Epolam 2031, înainte de impregnarea țesăturii hibride carbon-aramidă, raportul volumic al amestecului fiind egal cu 100:33, conform fișei tehnice a rășinii epoxidice [61]. Placa din material compozit hibrid, ale cărei dimensiuni au fost 600 mm x 460 mm, a fost realizată din opt straturi armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă. Grosimea panoului compozit a fost aproximativ egală cu 2,6 mm. Trebuie menționat faptul că orientarea țesăturii de armare carbon-aramidă a fost păstrată aceeași în toate straturile plăcii. Câte două seturi de epruvete, corespunzătoare direcțiilor de urzeală și bătătură ale țesăturii hibride de armare carbon-aramidă au fost pregătite pentru încercarea mecanică de tracțiune, încercarea la încovoiere prin metoda celor trei puncte și încercarea la șoc prin testul Charpy.

### 5.2. Metodele de testare

#### 5.2.1. Încercarea de tracțiune

Pentru încercarea de tracțiune s-a utilizat mașina universală de încercare Lfv50-HM, 980 (Walter&Bai, Elveția), proiectată astfel încât să asigure forța maximă de 50 kN. Această mașină prezintă o unitate de control și se pot înregistra următoarele, date prin software-ul său de control, instalat direct pe computer: forța de tracțiune  $F$ , lungimea  $\Delta l$  a epruvetei de tracțiune și timpul de încercare  $t$ . Scopul încercării de tracțiune este de a determina următoarele proprietăți ale materialului compozit hibrid implicat în această cercetare: modulul de elasticitate longitudinal la tracțiune (modulul lui Young), rezistența la tracțiune, coeficientul lui Poisson (coeficient de contracție

transversală). În acest scop, încercarea de tracţiune a fost realizată concomitent cu metoda optică de măsurare a deformaţiilor prin corelarea digitală a imaginilor. Această metodă utilizează extensometre virtuale pentru a determina lungirea și deformațiile epruvetelor în direcțiile longitudinală și transversală. Metoda DIC analizează gradul de deformare prin analiza deplasării punctelor din rețeaua de puncte de vopsea dispersate pe suprafața epruvetei în zona în care se măsoară deplasările și deformațiile specifice, prin comparația fotografiei de reper (înainte de solicitare) cu fotografiile ulterioare (când epruveta este solicitată mecanic).



**Figura 5.7.** Testul de tracţiune combinat cu metoda DIC: (a) configurația experimentală; (b) controlul calității dispersiei punctelor pe epruveta de tracţiune [31].

### 5.2.2. Încercarea la încovoiere prin metoda celor trei puncte

Pentru încercarea la încovoiere prin metoda celor trei puncte s-a utilizat sistemul de testare la oboseală, produs de Walter&Bai (Elveția), a cărei forță maximă este de 100 kN, aflat în Laboratorul de Încercări mecanice al Centrului de cercetare CO2-B (clădirea L9 din Institutul de Cercetare și Dezvoltare al Universității Transilvania din Braşov). S-au determinat valorile medii pentru modulul de elasticitate la încovoiere și pentru tensiunea normală maximă la încovoiere, pentru fiecare set de epruvete, corespunzător atât direcției de urzeală, cât și celei de bătătură ale țesăturii de armare hibridă carbon-aramidă. Modulul de elasticitate la încovoiere  $E'$  se calculează utilizând porțiunea liniară inițială a curbelor care reprezintă grafic variația forței de încovoiere în funcție de deplasarea  $v$ .

$$E' = \frac{l^3}{48I_z} \cdot \frac{\Delta F}{\Delta v} \quad (5.1)$$

unde  $l$  este distanța între suporturile de rezemare a epruvetei de încovoiere;  $I_z$  reprezintă momentul de inerție axial al secțiunii transversale a probei față de axa neutră  $Oz$ .

### 5.2.3. Încercarea la șoc prin testul Charpy

Pentru încercarea la șoc prin testul Charpy s-a folosit echipamentul de impact cu pendul de tipul HIT50P, fabricat de Zwick/Roell (Ulm, Germania). Epruveta este simplu rezemată la ambele capete, iar ciocanul de impact lovește în mijlocul epruvetei în testul de impact prin metoda Charpy. Echipamentul de impact HIT50P cu pendul, având control digital, măsoară și afișează digital energia absorbită în timpul impactului, notată cu  $U$ , pentru fiecare epruvetă testată. Rezistența la impact (reziliența)  $K$  a fiecărei epruvete este calculată ca raport între energia de rupere  $U$  și aria  $A$  a secțiunii transversale a epruvetei, utilizând relația:

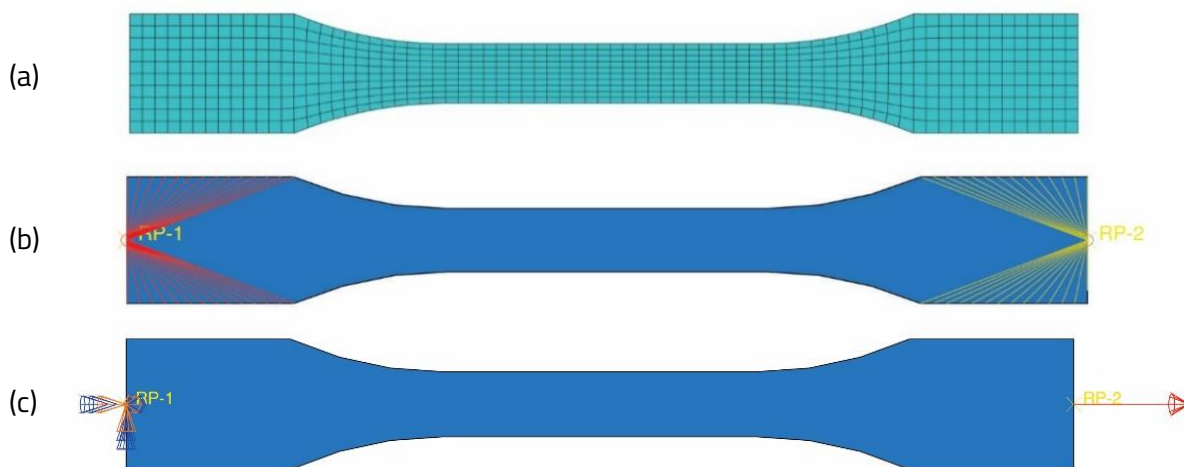
$$K = U/A. \quad (5.2)$$

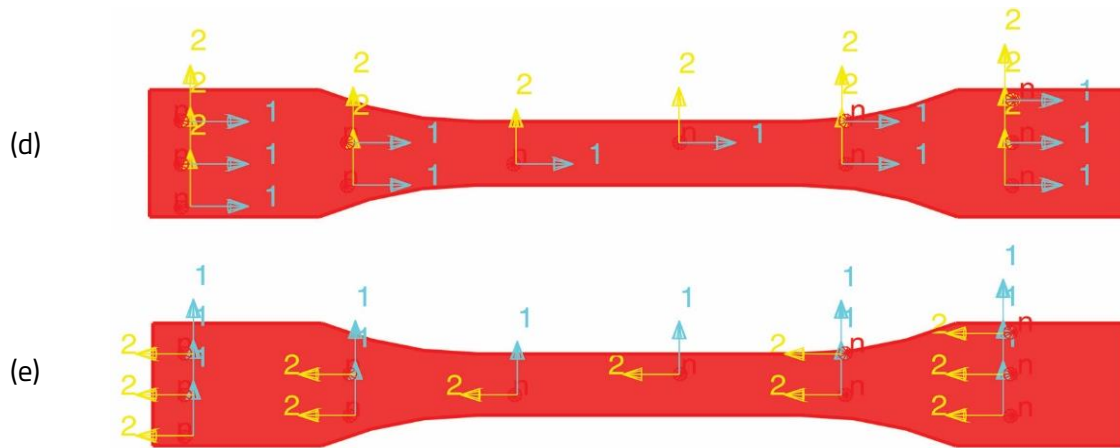
## 5.3. Simularea numerică a încercărilor mecanice

### 5.3.1. Simularea numerică a încercării de tracțiune pentru epruvetele din material compozit armat cu țesătură hibridă din fibre de carbon și din fibre de aramidă

Simularea numerică a încercării de tracțiune pentru epruvetele din material compozit stratificat a fost realizată cu ajutorul programului Abaqus, versiunea student. Modelul numeric al epruvetei de tracțiune se realizează utilizând elemente de tip shell, care sunt elemente finite liniare, având patru noduri și sunt destinate învelișurilor subțiri sau groase. Modelul cu elemente finite al epruvetei de tracțiune este prezentat în figura 5.9(a). S-au definit două constrângeri de cuplare (fig. 5b) controlate de două puncte de referință, pentru a simula fixarea epruvetei de tracțiune în bacurile de strângere ale mașinii de tracțiune și pentru aplicarea forței de tracțiune la celălalt capăt al epruvetei.

Toate straturile materialului compozit hibrid au aceeași grosime, de 0,325 mm, având în vedere că grosimea medie a compozitului testat la tracțiune este egală cu 2,60 mm. Unghiul de orientare a țesăturii hibride de armare carbon-aramidă a fost considerat același în toate straturile.



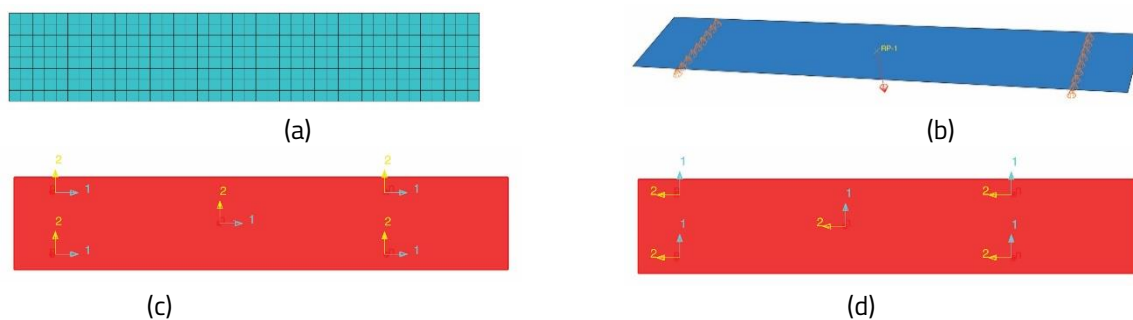


**Figura 5.9.** Modelul numeric pentru simularea testului de tracţiune: (a) discretizarea modelului cu elemente finite; (b) constrângerile de cuplare; (c) definirea forţei de tracţiune şi a condiţiilor de frontieră; (d) reprezentarea orientării materialului când axa 1 este paralelă cu lungimea epruvetei; (e) reprezentarea orientării materialului când axa 2 este paralelă cu lungimea epruvetei [31].

### 5.3.2. Simularea numerică a încercării de încovoiere prin metoda celor trei puncte pentru epruvetele din material compozit armat cu țesătură hibridă din fibre de carbon și fibre de aramidă

În figura 5.11 se prezintă modelul numeric folosit pentru a simula distribuția stărilor de tensiune și de deformăție în timpul testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte.

Modelul numeric este alcătuit din 320 de elemente de tip S43 ("shell"), după cum se arată în figura 5.11(a). Forța concentrată este aplicată la mijlocul epruvetei, unde s-a definit un punct de referință pe modelul numeric, după cum se prezintă în figura 5.11(b). Materialul compozit stratificat atribuit epruvetei de încovoiere a fost definit la fel ca și pentru simularea numerică a testului de tracțiune.



**Figura 5.11.** Modelul numeric pentru simularea testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte: (a) modelul cu elemente finite; (b) condițiile de frontieră; (c) reprezentarea orientării materialului când axa 1 este paralelă cu lungimea epruvetei; (d) reprezentarea orientării materialului când axa 2 este paralelă cu lungimea epruvetei [31].

## 5.4. Rezultatele experimentale

### 5.4.1. Caracteristicile elastice și mecanice de tracțiune ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă

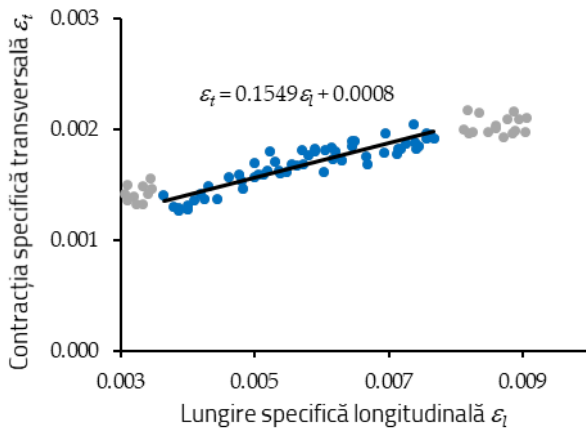
În tabelul 5.1 sunt centralizate rezultatele obținute în încercarea de tracțiune înregistrate de mașina de încercare.

**Tabelul 5.1.** Proprietățile de tracțiune pentru materialul compozit hibrid carbon-aramidă/ epoxi Epolam 2031 [31].

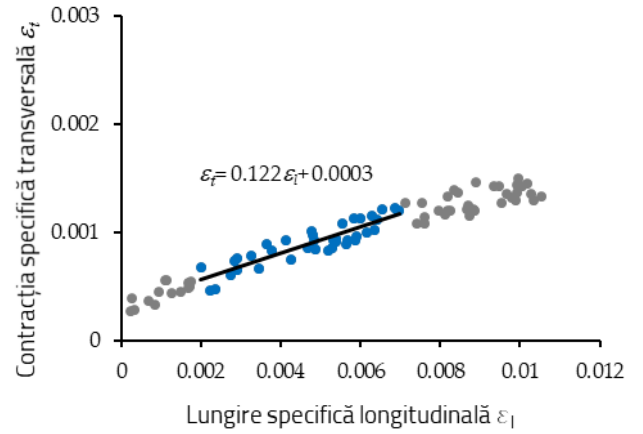
Direcția epruvetei	Codul epruvetei*	Dimensiunile secțiunii transversale		Modulul lui Young $E$ (MPa)	Forța maximă $F_{max}$ (N)	Tensiunea normală max. la tracțiune $\sigma_{max}$ (MPa)	Lungirea specifică maximă $\epsilon_{max}$ la $F_{max}$	Coeficientul lui Poisson $\nu$
		$b$ (mm)	$h$ (mm)					
		Media (stdev)						
Urzeală	CK801R	10,20	2,60	35882	10775	406	0,0136	0,155
	CK802R	10,34	2,57	36108	11722	441	0,0117	0,119
	CK803R	10,33	2,66	36574	10434	380	0,0097	0,151
	CK804R	10,48	2,68	35458	11093	395	0,0108	0,122
	CK805R	10,46	2,78	32205	12013	413	0,0163	0,158
				Media (stdev)	35245 (1747)	11207 (654)	407 (23)	0,0124 (0,0026)
Bătătură	CK801F	10,60	2,74	33721	11127	383	0,0113	0,099
	CK802F	10,50	2,65	33627	10379	373	0,0107	0,106
	CK803F	10,61	2,82	35107	11760	393	0,0101	0,118
	CK804F	10,52	2,74	33928	9741	338	0,0102	0,106
	CK805F	10,60	2,78	31747	11016	374	0,0111	0,102
				Media (stdev)	33626 (1207)	10805 (770)	372 (21)	0,0107 (0,0005)

\*Ultima literă din codul epruvetei reprezintă direcția țesăturii carbon-aramidă: R – urzeală; F – bătătură.

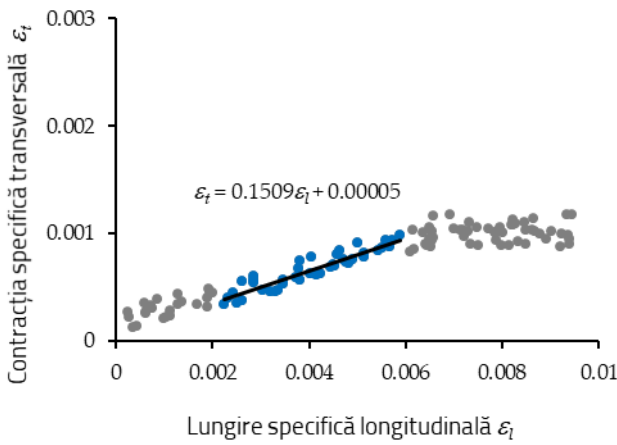
Pentru a calcula coeficientul lui Poisson  $\nu_{12}$  în planul de armare cu țesătura de fibre de carbon-aramidă, curba deformației specifice  $\epsilon_t$  în direcția transversală în raport cu lungirea longitudinală  $\epsilon_l$  s-a reprezentat pentru fiecare epruvetă, așa cum se prezintă în figura 5.14.



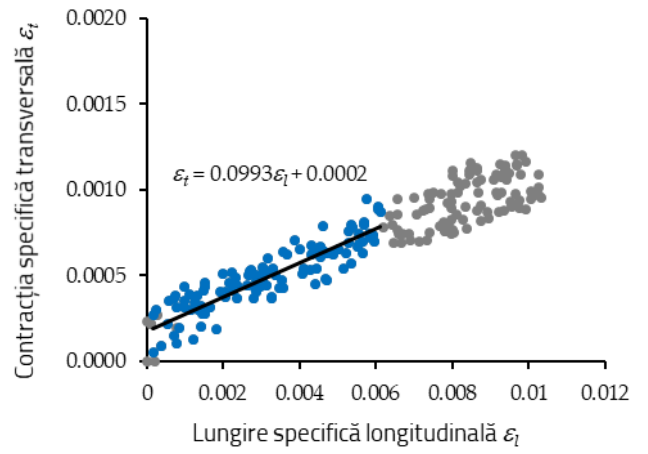
(a)



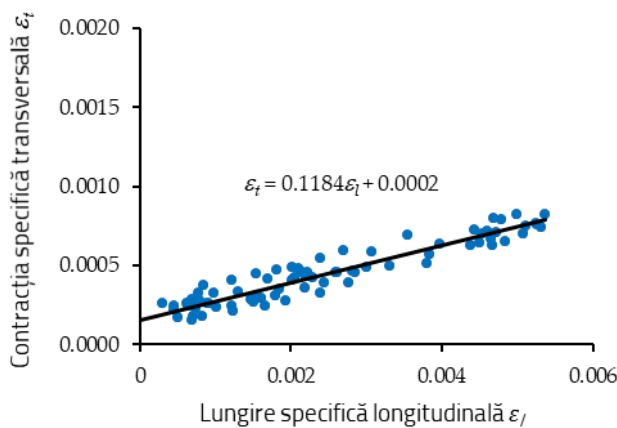
(b)



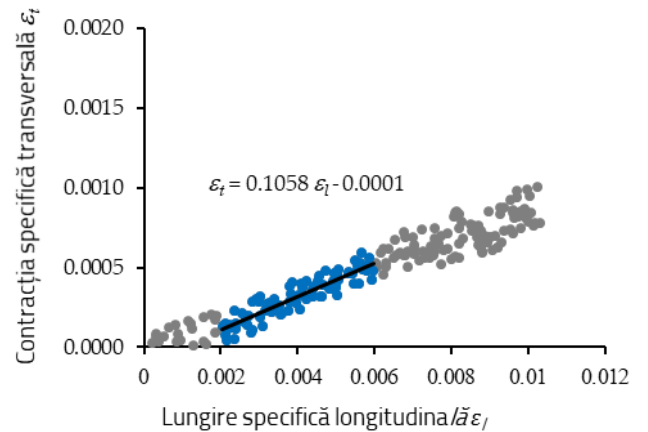
(c)



(d)



(e)



(f)

**Figura 5.14.** Curbele  $\varepsilon_t - \varepsilon_l$  pentru determinarea coeficientului lui Poisson  $\nu_{12}$  prin metoda DIC, în raport cu ambele direcții ale țesăturii de armare carbon - aramidă: (a) - (c) direcția de urzeală; (d) - (f) direcția bătăturii [31].

#### 5.4.2. Caracteristicile elastice și mecanice de încovoiere ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă

După prelucrarea datelor experimentale conform standardului european EN-ISO 14125 [64], s-au determinat proprietățile de încovoiere (modulul de elasticitate la încovoiere, rezistența la încovoiere) iar rezultatele sunt sintetizate în tabelul 5.2.

**Tabelul 5.2.** Caracteristicile de încovoiere pentru materialul compozit hibrid carbon-aramidă/ epoxi Epolam 2031 [31].

Direcția epruvetei	Codul epruvetei*	Dimensiunile secțiunii transversale		Modulul de elasticitate la încovoiere $E$ (MPa)	Forța maximă $F_{\max}$ (N)	Tensiunea normală maximă $\sigma_{\max}$ (MPa)	Săgeata maximă $v_{\max}$ la $F_{\max}$ (mm)
		$b$ (mm)	$h$ (mm)				
Urzeală	CK801R	14,99	2,55	29331	435	429	5,376
	CK802R	14,92	2,58	28846	396	382	4,686
	CK803R	14,96	2,52	29088	439	443	4,916
	CK804R	14,96	2,52	29409	418	422	5,016
	CK805R	14,98	2,58	30042	430	414	4,701
			Media (stdev)	29343 (449)	424 (17)	418 (23)	4,939 (0,282)
Bătătură	CK801F	15,06	2,72	24899	377	325	5,400
	CK802F	14,88	2,56	29557	357	351	5,106
	CK803F	14,98	2,70	24767	412	362	4,435
	CK804F	14,93	2,61	27456	356	336	5,354
	CK805F	14,85	2,61	27741	413	392	5,222
			Media (stdev)	26884 (2039)	396 (28)	363 (26)	5,106 (0,391)

\*Ultima literă din codul epruvetei reprezintă direcția țesăturii carbon-aramidă: R – urzeală; F – bătătură.

#### 5.4.3. Rezistența la impact pentru materialul compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă

Valorile medii ale proprietăților de impact și valorile pentru deviația standard corespunzătoare se prezintă în tabelul 5.3, pentru fiecare set de epruvete de impact: un set de epruvete a căror lungime este paralelă cu direcția de urzeală a țesăturii de armare hibridă carbon-aramidă și un alt set de epruvete a căror lungime este paralelă cu direcția bătăturii.



**Tabelul 5.3.** Proprietățile de impact pentru materialul compozit hibrid carbon-aramidă/ epoxi Epolam 2031 [31].

Direcția epruvetei	Energie de rupere $U$ (J)	Reziliența $K$ (kJ/ m <sup>2</sup> )
Urzeală	2,79 (0,23)*	90,49 (5,88)
Bătătură	2,43 (0,12)*	80,36 (3,19)

\* Rezultatele din tabel se prezintă în formatul A (B), în care A reprezintă valoarea medie iar B reprezintă valoarea pentru stdev, pentru caracteristica determinată.

## 5.5. Rezultate obținute în cercetările teoretice

### 5.5.1. Rezultate obținute prin metode analitice

Utilizând formulele de calcul prezentate în capitolul 4 se obțin valorile prezentate în tabelul 5.4 pentru caracteristicile mecanice și elastice ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă.

**Tabelul 5.4.** Caracteristicile de tracțiune ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă obținute folosind metoda analitică [31].

Direcția țesăturii	Grosimea $t_k$ a stratului (mm)	Caracteristicile elastice			Termenii matricei de rigiditate $[Q]_k$		
		$E_1$ (MPa)	$E_2$ (MPa)	$\nu_{12}$	$Q_{11}$ (MPa)	$Q_{12}$ (MPa)	$Q_{22}$ (MPa)
Urzeală	0,325	35245	33626	0,141	35927,625	4833,095	34277,268
Bătătură		33626	35245	0,106	34027,525	3780,581	35665,857

În tabelul 5.5 sunt prezentate rezultatele obținute cu ajutorul metodei analitice considerând rezultatele experimentale din timpul încercării de încovoiere prin metoda celor trei puncte.

**Tabelul 5.5.** Caracteristicile de încovoiere ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă obținute folosind metoda analitică [31].

Direcția țesăturii	Grosimea $t_k$ a stratului (mm)	Caracteristicile elastice			Termenii matricei de rigiditate $[Q]_k$		
		$E_1$ (MPa)	$E_2$ (MPa)	$\nu_{12}$	$Q'_{11}$ (MPa)	$Q'_{12}$ (MPa)	$Q'_{22}$ (MPa)
Urzeală	0,325	29343	26884	0,141	29886,942	3860,913	27382,359
Bătătură		26884	29343	0,106	27218,791	3149,092	29708,413

Folosind relațiile (4.27), se calculează componentele celor două matrici de rigiditate  $[A]$  și  $[D]$ , iar rezultatele se prezintă în tabelul 5.6.

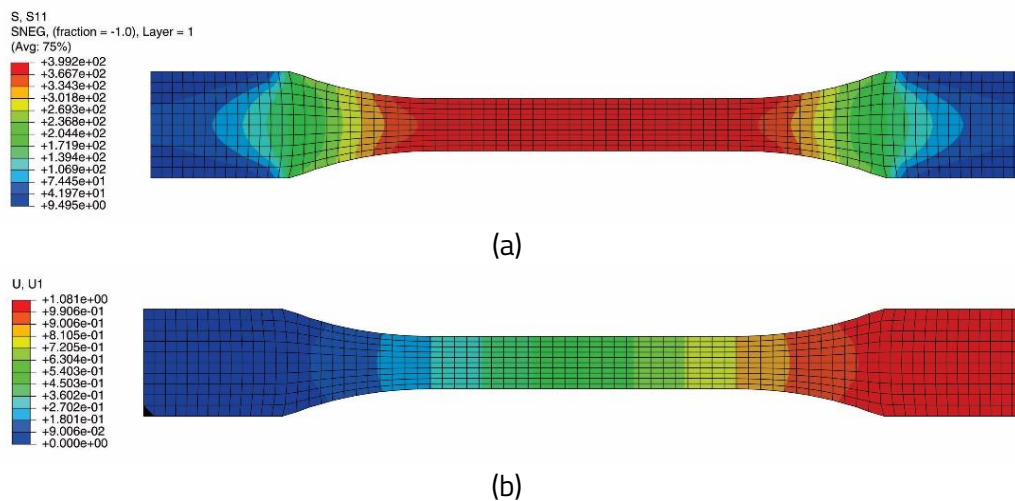


**Tabelul 5.6.** Valorile modulelor de elasticitate echivalente ale materialului compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă obținute folosind metoda analitică [31].

Direcția țesăturii	Termenii matricei de rigiditate						Modul de elasticitate echivalent la tracțiune $E$ (MPa)	Modul de elasticitate echivalent la încovoiere $E'$ (MPa)
	$A_{11}$ (N/mm)	$A_{12}$ (N/mm)	$A_{22}$ (N/mm)	$D_{11}$ (N·mm)	$D_{12}$ (N·mm)	$D_{22}$ (N·mm)		
Urzeală	93411,83	12566,05	89120,90	43774,41	5654,95	40106,03	33626,78	29342,55
Bătătură	88471,57	9829,51	92731,23	39866,46	4612,37	43512,92	35246,16	26884,99

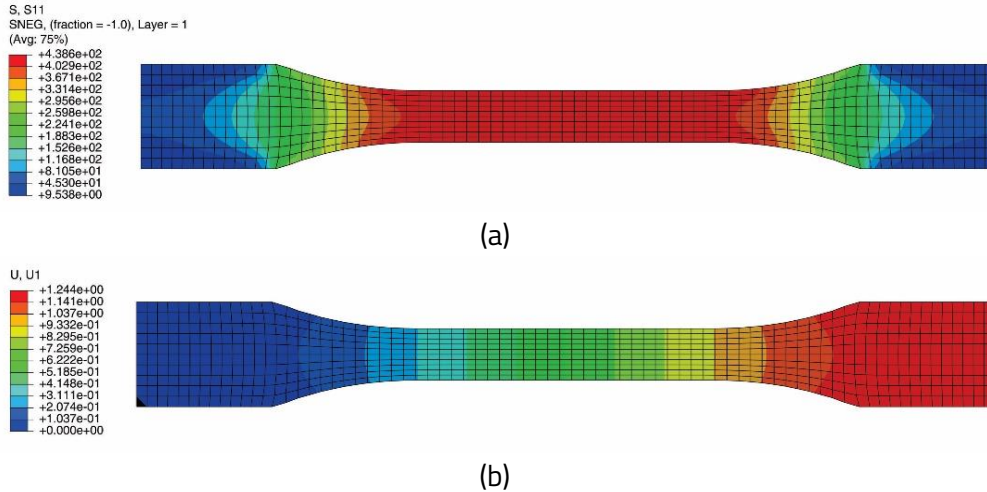
### 5.5.2. Rezultate obținute prin simulare numerică

În figura 5.17 se reprezintă rezultatele obținute în simularea numerică cu elemente finite a testului de tracțiune pentru forța aplicată în direcția de urzeală a țesăturii hibride carbon-aramidă. Distribuția tensiunilor normale în direcția epruvetei este prezentată în figura 5.17(a), iar câmpul deplasărilor în direcția epruvetei se prezintă în figura 5.17(b).



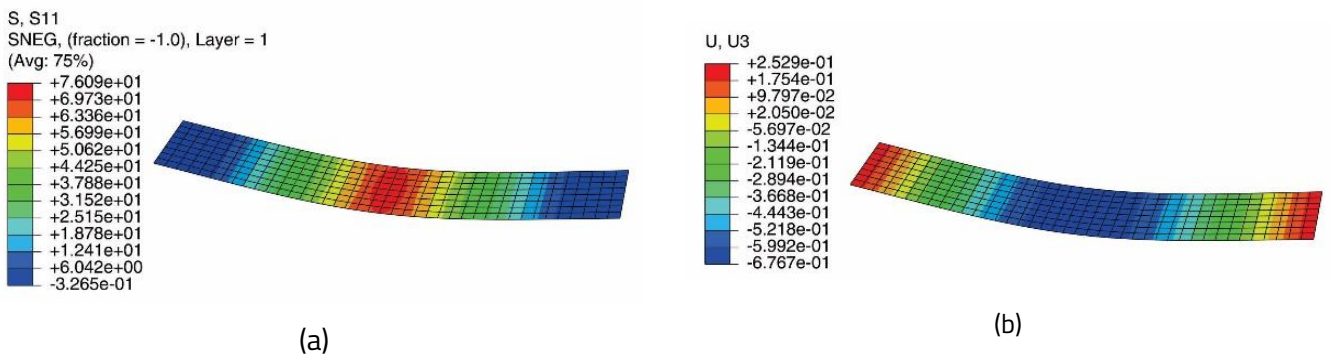
**Figura 5.17.** Rezultatele obținute prin simularea numerică a testului de tracțiune în care forța este aplicată în direcția de urzeală a țesăturii hibride carbon-aramidă: (a) distribuția tensiunilor normale; (b) distribuția deplasărilor în direcția forței de tracțiune [31].

În figura 5.18 se prezintă rezultatele obținute în simularea numerică a încercării de tracțiune pentru cazul în care forța este aplicată în direcția bătăturii țesăturii hibride carbon-aramidă. Distribuția tensiunilor normale în direcția epruvetei este prezentată în figura 5.18(a), iar câmpul deplasărilor în direcția epruvetei se prezintă în figura 5.18(b).

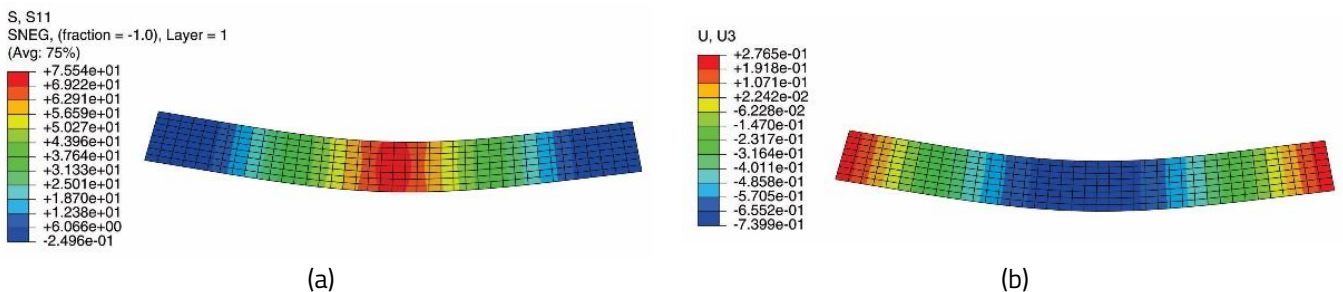


**Figura 5.18.** Rezultatele obținute prin simularea numerică a încercării de tracțiune în care forța de tracțiune este aplicată în direcția bătăturii țesăturii hibride carbon-aramidă: (a) distribuția tensiunii normale; (b) distribuția deplasărilor în direcția forței aplicate [31].

În figura 5.20 se reprezintă rezultatele obținute în simularea numerică a testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte pentru direcția de urzeală a țesăturii hibride de carbon-aramidă, iar în figura 5.21 se reprezintă rezultatele obținute în urma simulării testului de încovoiere.



**Figura 5.20.** Rezultate obținute în urma simulării testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte pentru epruvetele a căror lungime este paralelă cu direcția de urzeală a țesăturii hibride din fibre de carbon-aramidă: (a) distribuția tensiunilor normale; (b) deplasarea verticală [31].



**Figura 5.21.** Rezultate obținute în urma simulării testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte pentru epruvetele a căror lungime este paralelă cu direcția de bătătură a țesăturii hibride din fibre de carbon-aramidă: (a) distribuția tensiunilor normale; (b) deplasarea verticală [31].

## 5.6. Comparația rezultatelor teoretice cu cele experimentale

În tabelul 5.7 sunt sintetizate valorile modulelor de elasticitate de tracțiune echivalente, corespunzătoare direcțiilor de urzeală și de bătătură ale țesăturii de armare hibride carbon-aramidă.

**Tabelul 5.7.** Valorile modulelor de elasticitate de tracțiune echivalente corespunzătoare direcțiilor de urzeală și bătătură ale țesăturii de armare hibride carbon-aramidă [31].

Direcția țesăturii	Modulul de elasticitate echivalent de tracțiune $E_t$ (MPa)			Eroarea (%)		
	AnM*	FEA	Exp*	FEA vs AnM	Exp vs AnM	Exp vs FEA
Urzeală	35246,16	35311	35245	0,18	0,003	0,19
Bătătură	33626,78	33684	33626	0,17	0,002	0,17

\*AnM – metoda analitică; Exp – metoda experimentală; FEA – analiza cu elemente finite.

Valorile modulelor de elasticitate de încovoiere echivalente corespunzătoare direcțiilor de urzeală și bătătură ale țesăturii de armare carbon-aramidă sunt sintetizate în tabelul 5.8.

**Tabelul 5.8.** Valorile modulelor de elasticitate de încovoiere echivalente corespunzătoare direcțiilor de urzeală și bătătură ale țesăturii de armare hibride carbon-aramidă [31].

Direcția țesăturii	Modulul de elasticitate de încovoiere echivalent $E'$ (MPa)			Eroarea (%)		
	AnM*	FEA	Exp*	FEA vs AnM	Exp vs AnM	Exp vs FEA
Urzeală	29342,55	29387,40	29343,00	0,15	0,002	0,15
Bătătură	26884,99	26877,70	26884,00	0,03	0,004	0,02

\*AnM – metoda analitică; Exp – metoda experimentală; FEA – analiza cu elemente finite.

## 5.7. Concluzii

Din încercările de tracțiune se poate concluziona faptul că, materialul compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă are modulul de elasticitate longitudinal  $E$  în direcția de urzeală mai mare cu aproximativ 4 % decât în direcția bătăturii corespunzătoare țesăturii de armare. În direcția urzelii țesăturii hibride din fibre de carbon și aramidă, tensiunea normală maximă la tracțiune pentru cele cinci epruvete testate la tracțiune este de 407 MPa, valoare care este mai mare cu aproximativ 9,4 % decât tensiunea normală maximă înregistrată în cazul solicitării la tracțiune în direcția bătăturii țesăturii hibride.

Pentru **încercarea de încovoiere** prin metoda celor trei puncte, se poate concluziona că pentru epruvetele debitate paralel cu direcția urzelii țesăturii de armare s-au obținut proprietăți mai bune decât pentru cele debitate paralel cu direcția bătăturii și anume, cu aproximativ cu 15 % mai mari în privința tensiunii normale maxime și cu aproximativ cu 9 % mai mari în ceea ce privește modulul de elasticitate longitudinal. Pentru epruvetele a căror lungime este paralelă cu direcția de urzeală a

leşăturii carbon-aramidă, valoarea medie a săgeţii maxime pentru cele cinci probe testate este de 4,939 mm pentru valoarea medie a forţei de 424 N. Pentru epruvetele a căror lungime este paralelă cu direcţia bătăturii, valorile medii pentru săgeata maximă şi pentru forţa maximă au fost 5,106 mm şi respectiv, 396 N.

În urma încercării la **impact prin testul Charpy**, se constată că nicio epruvetă nu s-a rupt complet, însă se poate observa o rezistenţă la impact (rezilienţă) mai mare cu aproximativ 12 % pentru epruvetele debitate paralel cu direcţia urzelii ţesăturii hibride carbon-aramidă, decât pentru cele debitate paralel cu direcţia bătăturii. În ceea ce priveşte modurile de rupere, s-au constatat delaminări între straturi, ruperi ale fibrelor în unele straturi, dezlipiri la interfaţa fibre-răşină, precum şi fisuri în matrice.

În această secţiune se prezintă doar o sinteză a concluziilor din teza de doctorat.

## 6. CERCETĂRI PRIVIND COMPORTAREA LA ÎNCERCAREA DE IMPACT CU VITEZĂ MICĂ A MATERIALELOR COMPOZITE ARMATE CU ȚESĂTURĂ HIBRIDĂ CARBON-ARAMIDĂ

### 6.1. Materiale testate

Au fost fabricate două seturi de probe pentru testul de impact cu viteză mică. Primul set de probe a fost realizat sub forma unor plăci cu dimensiunile de 70 mm x 70 mm, din opt straturi de material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă, rezultând o grosime medie a probelor de aproximativ 2,6 mm. Cel de-al doilea set de probe a fost realizat sub forma unor plăci de tip sandwich, cu ambele fețe realizate din câte trei straturi de material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă (grosimea unui strat fiind de aproximativ 0,325 mm) și cu miezul din cauciuc, având grosimea de 2 mm [66], rezultând o grosime totală medie a probelor de aproximativ 3,75 mm. Din același lot de probe fabricate pentru testul de impact cu viteză mică, câte zece probe din fiecare set au fost imersate complet în apă și menținute până la saturație. Pentru a controla nivelul de energie din timpul încercărilor, testele de impact au fost efectuate pentru următoarele configurații: (i) pentru nivelul de energie de impact de 50 J, masa ciocanului de impact a fost de 10,728 kg și viteza la impactul cu placa a fost de 3,05 m/s; (ii) pentru energia de impact de 25 J, masa ciocanului de impact a fost de 10,728 kg iar viteza la impactul cu placa, a fost de 2,16 m/s.

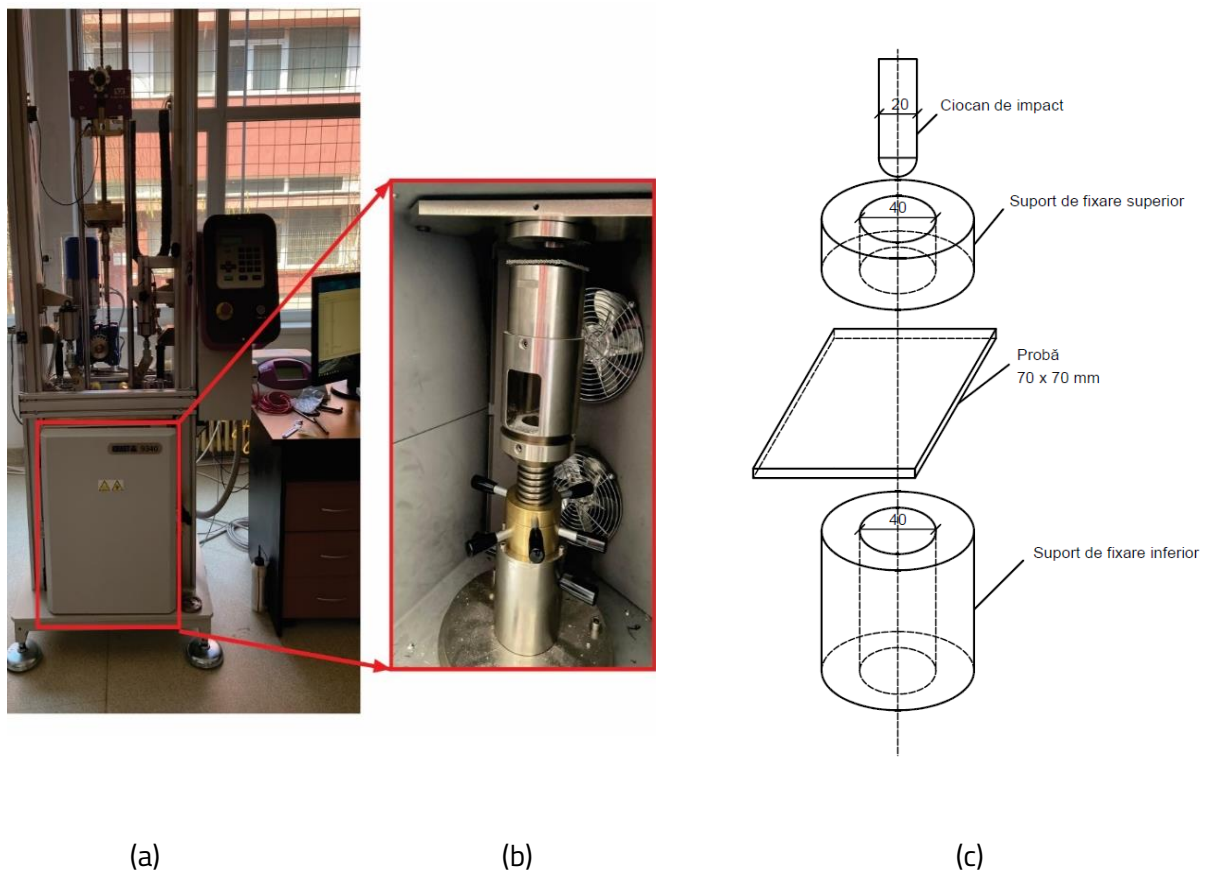
**Tabelul 6.1.** Descrierea probelor uscate din material compozit hibrid carbon-aramidă/ epoxi pentru testul de impact cu viteză mică [60].

Material compozit hibrid	Coduri probe testate	Descrierea straturilor pentru setul de probe	Tipul probei	Numărul de probe testate	
				Energie de impact 25 J	Energie de impact 50 J
Carbon-aramidă / epoxi Epolam 2031	CK801-CK810	placă realizată din opt straturi armate cu țesătură hibridă din fibre de carbon-aramidă	uscat	5	5
	CK811-CK815 CK818-CK822		umed	5	5
Carbon-aramidă cu miez de cauciuc / epoxi Epolam 2031	CK2R17-CK2R26	placă tip sandwich cu ambele fețe realizate din trei straturi armate cu țesătură hibridă din fibre de carbon-aramidă și miez din cauciuc	uscat	5	5
	CK2R01-CK2R10		umed	5	5

## 6.2. Metodele de testare

### 6.2.1. Încercarea de impact cu viteză mică a probelor din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă

Încercarea de impact cu viteză mică a materialului compozit armat cu țesătură hibridă aramidă-carbon a fost efectuată cu ajutorul echipamentului de impact de tipul CEAST 9340 produs de Instron (Norwood, MA, SUA) prezentat în figura 6.3, aflat în laboratorul Departamentului de Rezistența Materialelor din cadrul Universității Naționale de Știință și Tehnologie POLITEHNICA din București. Sistemul de testare constă dintr-un ciocan de impact, echipat cu o celulă de forță (maximum 22 kN), dispozitive de prindere și sistemul de achiziție a datelor (fig. 6.3.). Principalele caracteristici tehnice ale mașinii Instron CEAST 9340 sunt: energia maximă de impact de 405 J, viteza maximă de impact 4,65 m/s, masa sistemului cu cădere liberă este în intervalul 2-70 kg, iar înălțimea de cădere este în intervalul 0,03÷1,10 m.

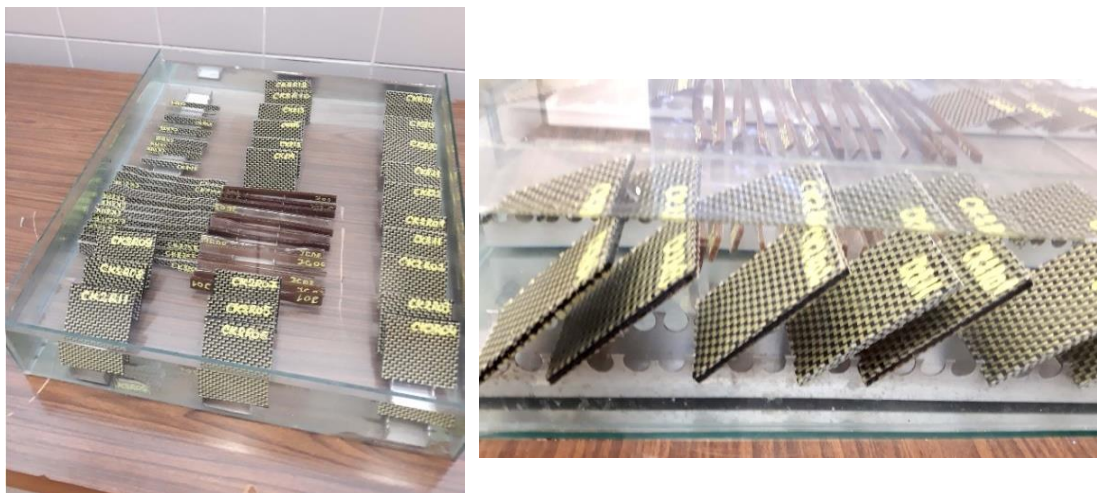


**Figura 6.3.** Configurația testului de impact cu viteză mică: (a) echipamentul Instron CEAST; (b) dispozitivul de fixare al probei în timpul testului de impact cu viteză mică; (c) schița cu dimensiunile probei și a dispozitivelor de fixare a probei în mașina de încercare la impact cu viteză mică [60].



### 6.2.2. Determinarea absorbției de umiditate în materialele compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă

Așa cum se prezintă în figura 6.4, probele au fost în întregime acoperite de apă, fiind așezate în vasul cu apă pe un stativ metallic, care a permis contactul direct dintre apă și toate suprafețele probelor, astfel încât, acestea să nu fie în contact cu pereții sau cu fundul vasului.



(a)

(b)

**Figura 6.4.** Epruvetele pentru încercarea de impact imersate în vasul cu apă: (a) vedere de sus; (b) vedere laterală [60].

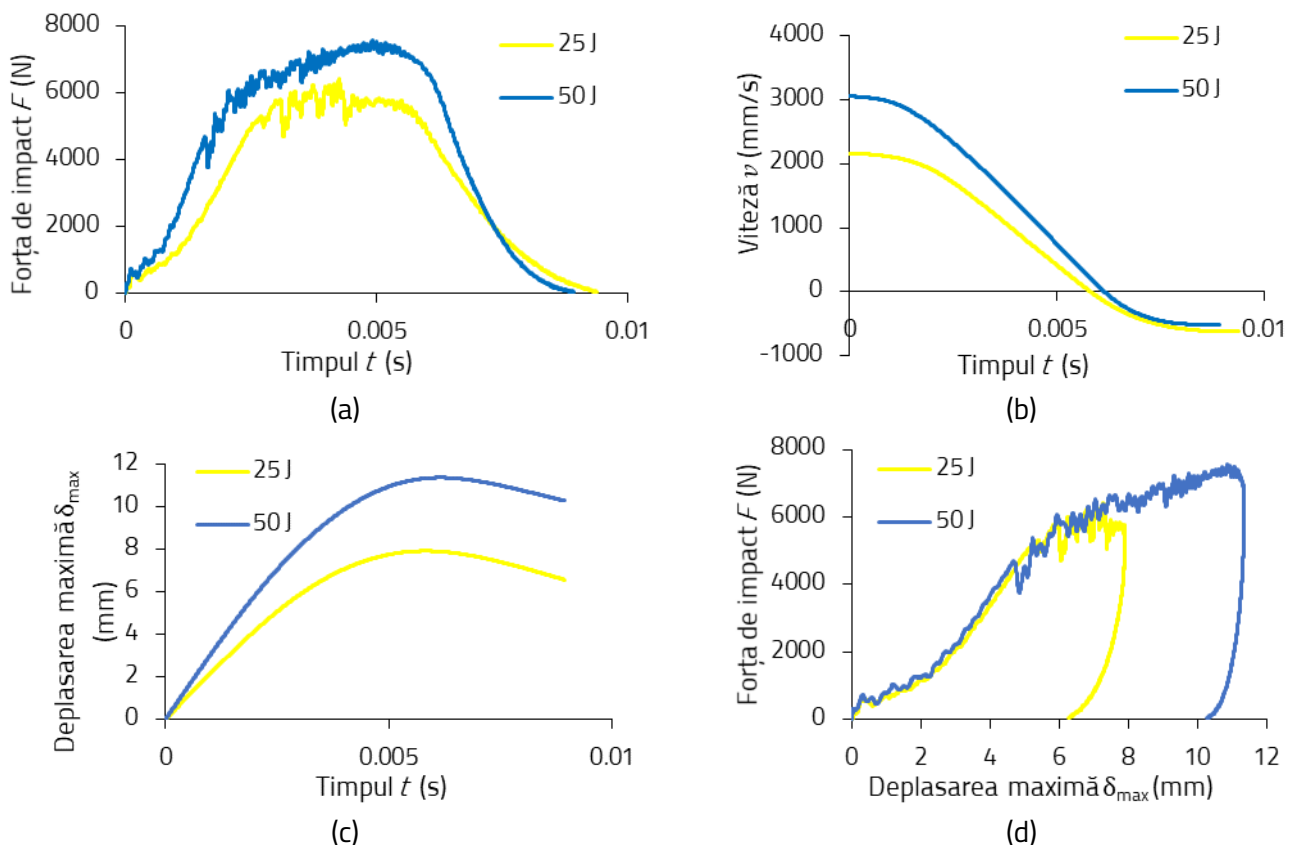
Pentru păstrarea condițiilor de imersiune, apa a fost reîmprospătată la interval de o săptămână. Pentru fiecare set de epruvete, timpul de imersiune în apă a fost până la saturație, adică până la stabilizarea masei de apă absorbită în interiorul materialului compozit. Pe parcursul perioadei de imersiune, probele au fost cântărite periodic, folosind aceeași balanță analitică și s-a înregistrat masa probelor umede, iar datele au fost înregistrate până la stabilizarea masei probelor.

### 6.3. Rezultate și discuții privind comportarea la solicitarea de impact cu viteză mică a materialelor compozite testate

#### 6.3.1. Rezultate experimentale obținute în încercările de impact cu viteză mică pentru probele uscate

În figura 6.7 se prezintă rezultatele obținute în încercările de impact cu viteză mică pentru probele realizate din material compozit armat cu opt straturi de țesătură hibridă carbon-aramidă, în ceea ce privește următoarele curbe de variație: forța de impact în funcție de timp ( $F - t$ ), viteză - timp ( $v - t$ ), deplasare maximă în funcție de timp ( $\delta_{max} - t$ ) și forța de impact-deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ).

Graficele se prezintă comparativ pentru ambele energii de impact, de 25 J și respectiv, de 50 J.



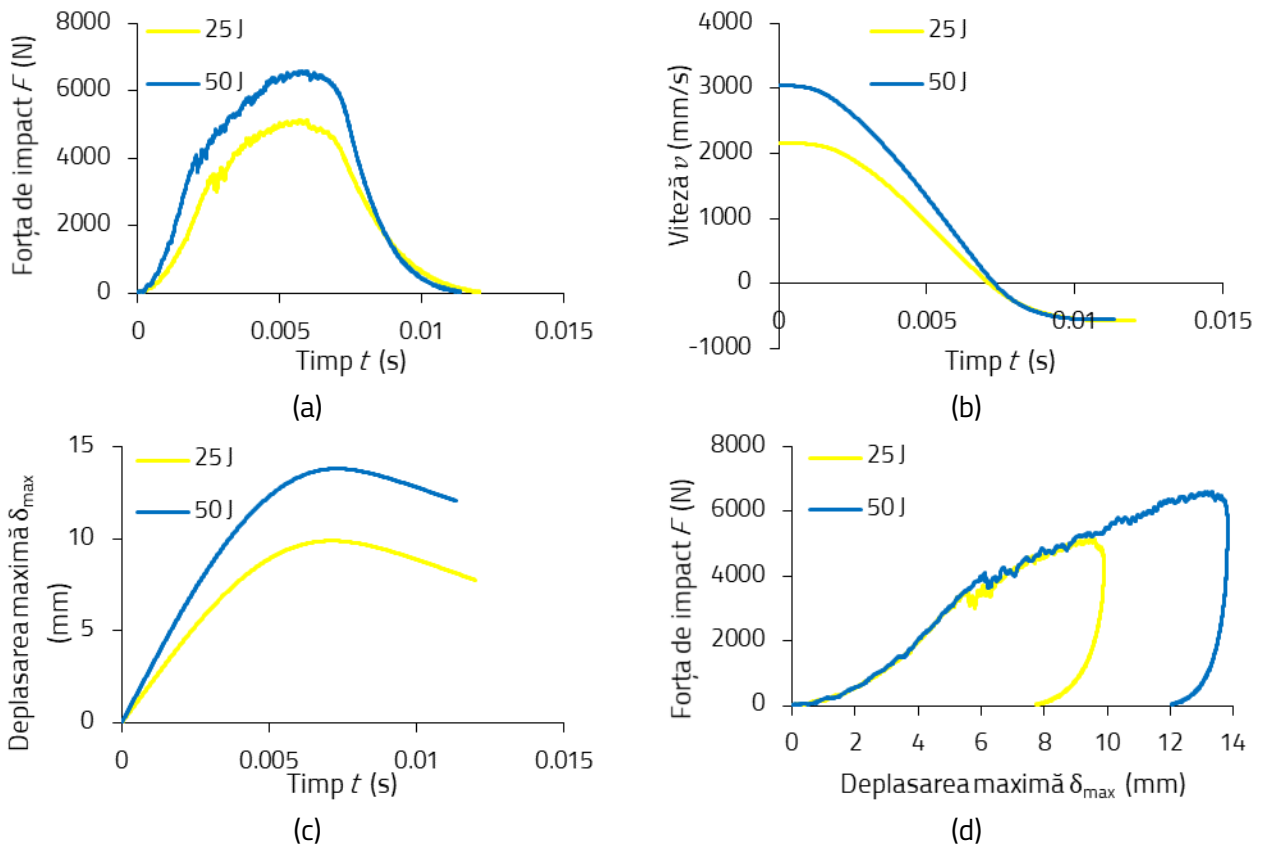
**Figura 6.7.** Rezultatele comparative obținute în încercarea de impact cu viteză mică: (a) curba forța de impact - timp ( $F - t$ ); (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ); (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forța de impact – deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ) [60].

Din punct de vedere a valorii înregistrate pentru deplasarea maximă la energia de impact de 50 J, aceasta a fost cu aproximativ 45 % mai mare decât valoarea înregistrată pentru energia de impact de 25 J. Se poate observa că forța maximă înregistrează o valoare cu până la 32,7 % mai mare în cazul energiei de impact de 50 J, decât forța maximă înregistrată pentru energia de impact de 25 J.

În figura 6.10 se prezintă rezultatele obținute în urma încercărilor de impact cu viteză mică pentru probele realizate din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă și miez din cauciuc, în ceea ce privește următoarele curbe: variația forței de impact în funcție de timp ( $F - t$ ), variația vitezei impactorului în funcție de timp ( $v - t$ ), deplasarea maximă în funcție de timp ( $\delta_{max} - t$ ) și variația forței de impact în funcție de deplasarea maximă ( $F - \delta_{max}$ ).

Aceste curbe se prezintă comparativ pentru ambele energii de impact, pentru 25 J și respectiv, pentru 50 J.

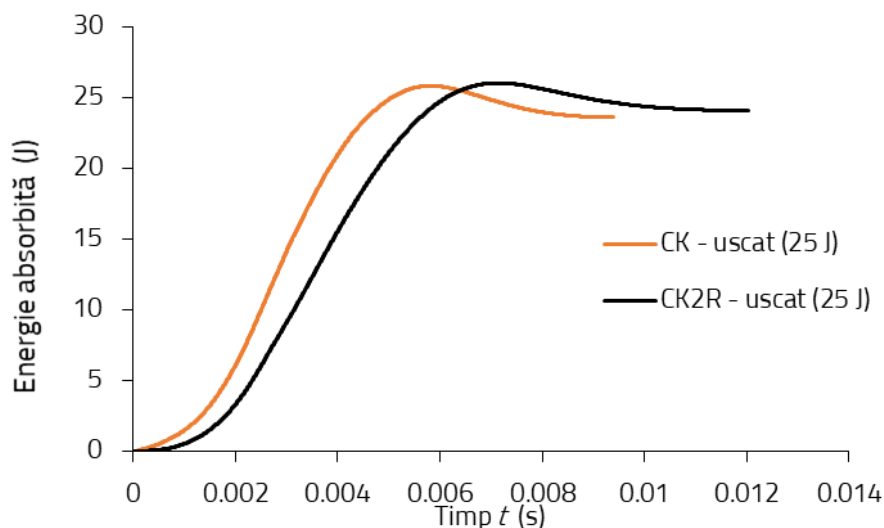




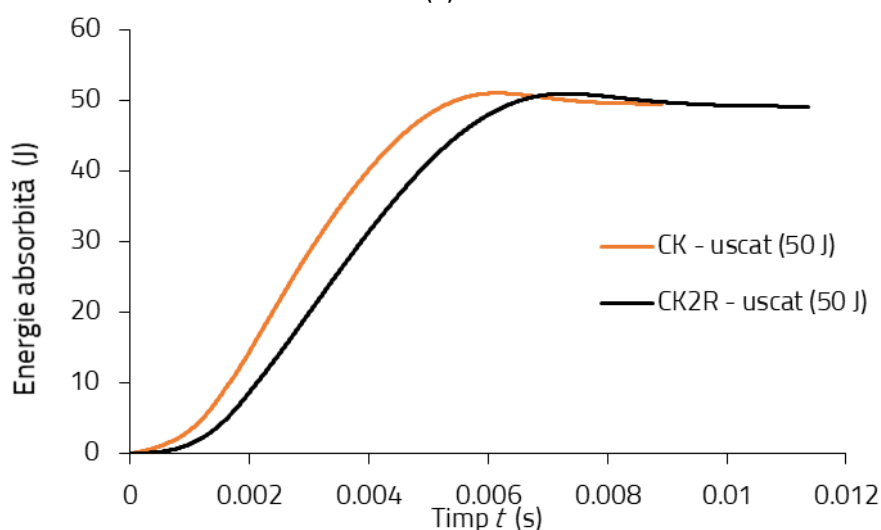
**Figura 6.10.** Rezultatele comparative obținute în încercările de impact cu viteză mică pentru probele cu structură sandwich din material compozit hybrid, cu miez din cauciuc: (a) curba forța de impact-timp ( $F - t$ ); (b) curba viteză-timp ( $v - t$ ); (c) curba deplasarea maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forța de impact-deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ) [60].

Din analiza graficelor din figura 6.10, se poate concluziona că forța maximă înregistrată pentru energia de impact de 50 J are o valoare cu până la 27,7 % mai mare, decât valoarea forței maxime înregistrate pentru energia de impact de 25 J. Din punctul de vedere al valorii înregistrate pentru deplasarea maximă, aceasta a fost cu aproximativ 39 % mai mare pentru energia de impact de 50 J, decât valoarea înregistrată pentru energia de impact de 25 J.

Deoarece, în cazul testelor de impact rezultatele privind energia absorbită de materialul supus testării este un factor important în proiectarea structurilor din materiale compozite și nu numai, în figura 6.12 se prezintă comparativ curbele care arată variația energiei de impact absorbite în funcție de timp, pentru ambele niveluri de energie de impact.



(a)



(b)

**Figura 6.12.** Analiza comparativă a variației energiei absorbite de epruvete în timpul impactului în funcție de timp pentru ambele tipuri de epruvete, la ambele energii de impact: (a) 25 J; (b) 50 J [60].

În concluzie, înlocuirea cu miezul din cauciuc a două straturi centrale din materialul compozit stratificat, armat cu țesătură carbon-aramidă, conduce la o întârziere în absorbția de energie de deformare în timpul impactului, în timp ce energia absorbită este aceeași cu cea absorbită de materialele compozite fără miez din cauciuc (fig. 6.12).

### 6.3.2. Analiza datelor privind absorbția de apă

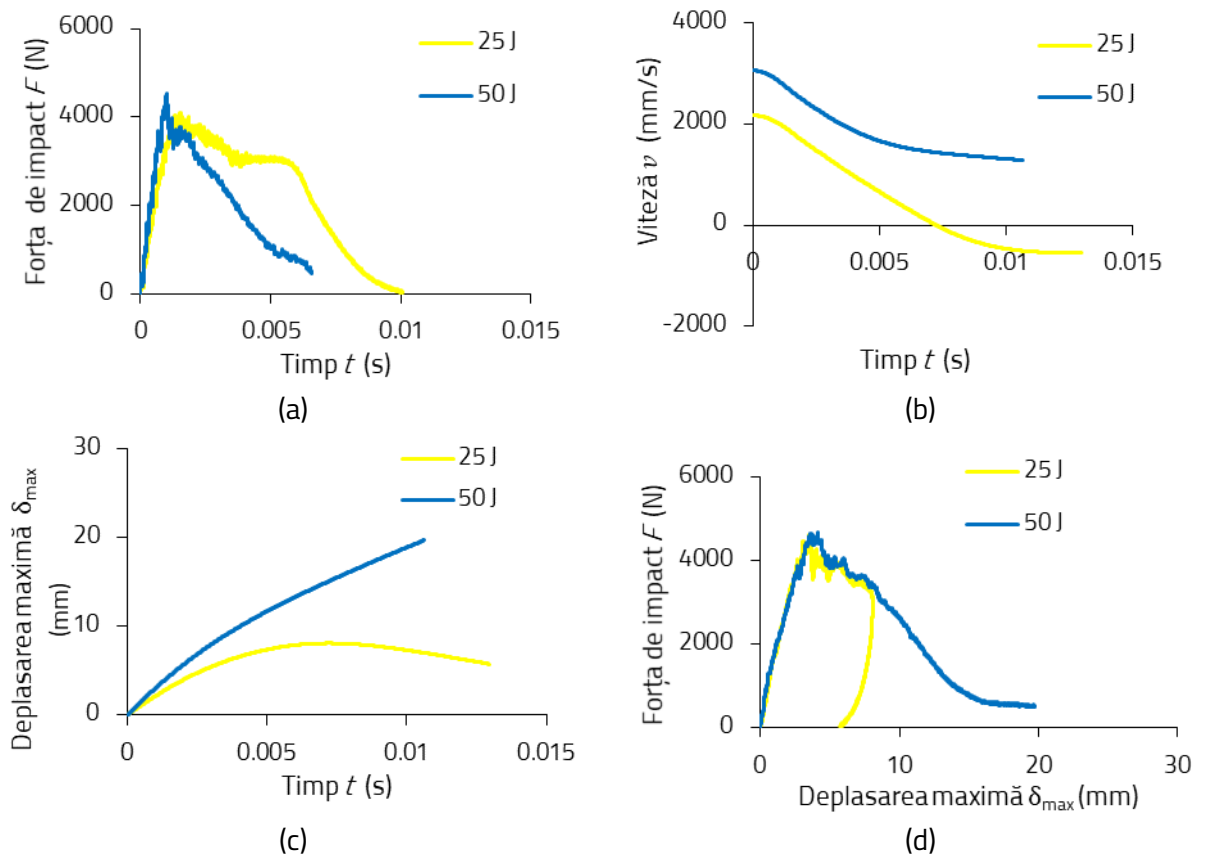
Datele de absorbție înregistrate pentru fiecare probă au fost procesate statistic, iar în final s-au obținut curbele medii de absorbție, raportate la rădăcina pătrată a timpului de imersiune, pentru ambele materiale compozite studiate. Analizând datele de absorbție s-a concluzionat că, după aproximativ 8440 ore de imersiune în apă, curba de absorbție tinde asimptotic la valoarea de echilibru a conținutului de apă absorbită de  $M_m=2,42$  %, pentru probele fără miez din cauciuc, iar conținutul de apă absorbită este  $M_m=4,97$  % după aproximativ 10513 ore de imersiune în apă, pentru

probele cu miez din cauciuc. În concluzie, conţinutul de umiditate la saturaţie pentru materialele compozite CK fără miez de cauciuc este cu 48,70 % mai mic decât cel înregistrat pentru materialele compozite sandwich cu miez din cauciuc.

### 6.3.3. Rezultate experimentale obţinute în încercările de impact cu viteză mică după imersiunea în apă a materialelor compozite armate cu ţesătură hibridă carbon-aramidă

După imersiunea în apă şi după atingerea saturaţiei (când conţinutul de umiditate absorbită tinde spre o valoare constantă), probele au fost supuse încercării de impact cu viteză mică în aceleaşi condiţii de testare ca şi cele prezentate în sub-capitolul 6.3.1.

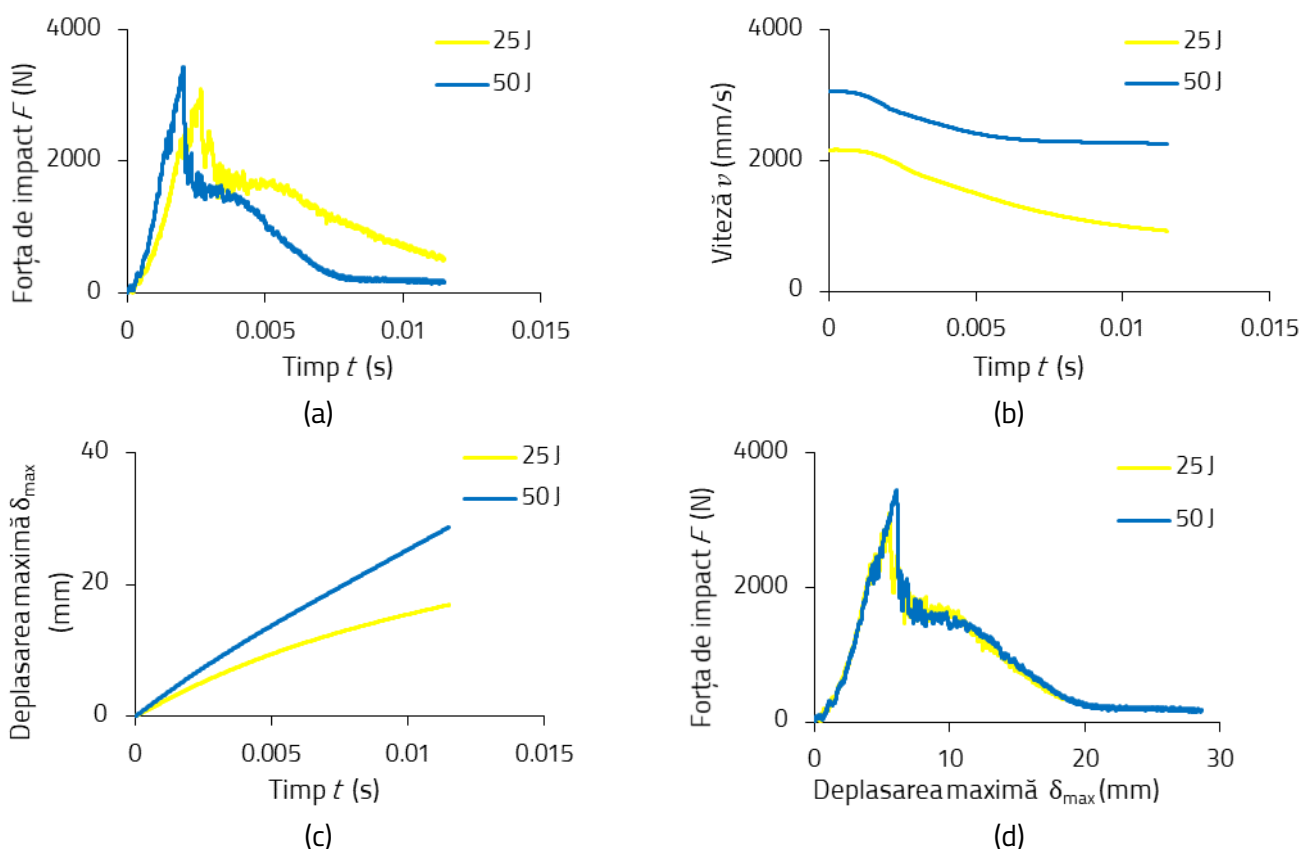
În figura 6.18 se prezintă comparativ rezultatele pentru energiile de impact de 25 J şi 50 J, obţinute în încercările de impact cu viteză mică, în ceea ce priveşte următoarele curbe medii: forţa de impact în funcţie de timp ( $F - t$ ), viteza în funcţie timp ( $v - t$ ), deplasarea maximă în funcţie de timp ( $\delta_{max} - t$ ); forţa de impact în funcţie de deplasarea maximă ( $F - \delta_{max}$ ).



**Figura 6.18.** Rezultatele comparative obţinute în urma testului de impact cu viteză mică pentru probele testate după imersiune în apă (8440 ore), realizate din material compozit armat cu opt straturi de ţesătură hibridă carbon-aramidă: (a) curba forţa de impact - timp ( $F - t$ ); (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ); (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forţa de impact - deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ) [60].

Se poate observa că, forţa maximă înregistrată pentru probele CK umede este cu până la 14 % mai mare pentru energia de impact de 50 J decât valoarea obţinută pentru probele CK umede testate la o energie de impact de 25 J. De asemenea, din figura 6.18 (b) se poate observa că reculul are loc numai pentru probele CK umede supuse la o energie de impact de 25 J.

În figura 6.20 se prezintă comparativ rezultatele obţinute în încercările de impact cu viteză mică pentru epruvetele din material compozit de tipul CK2R cu miez din cauciuc, pentru energiile de impact 25 J și 50 J, în ceea ce priveşte următoarele curbe medii: forţa de impact în funcţie de timp ( $F - t$ ), viteză în funcţie de timp ( $v - t$ ), deplasare maximă în funcţie de timp ( $\delta_{max} - t$ ) și forţa de impact în funcţie de deplasarea impactorului ( $F - \delta_{max}$ ).



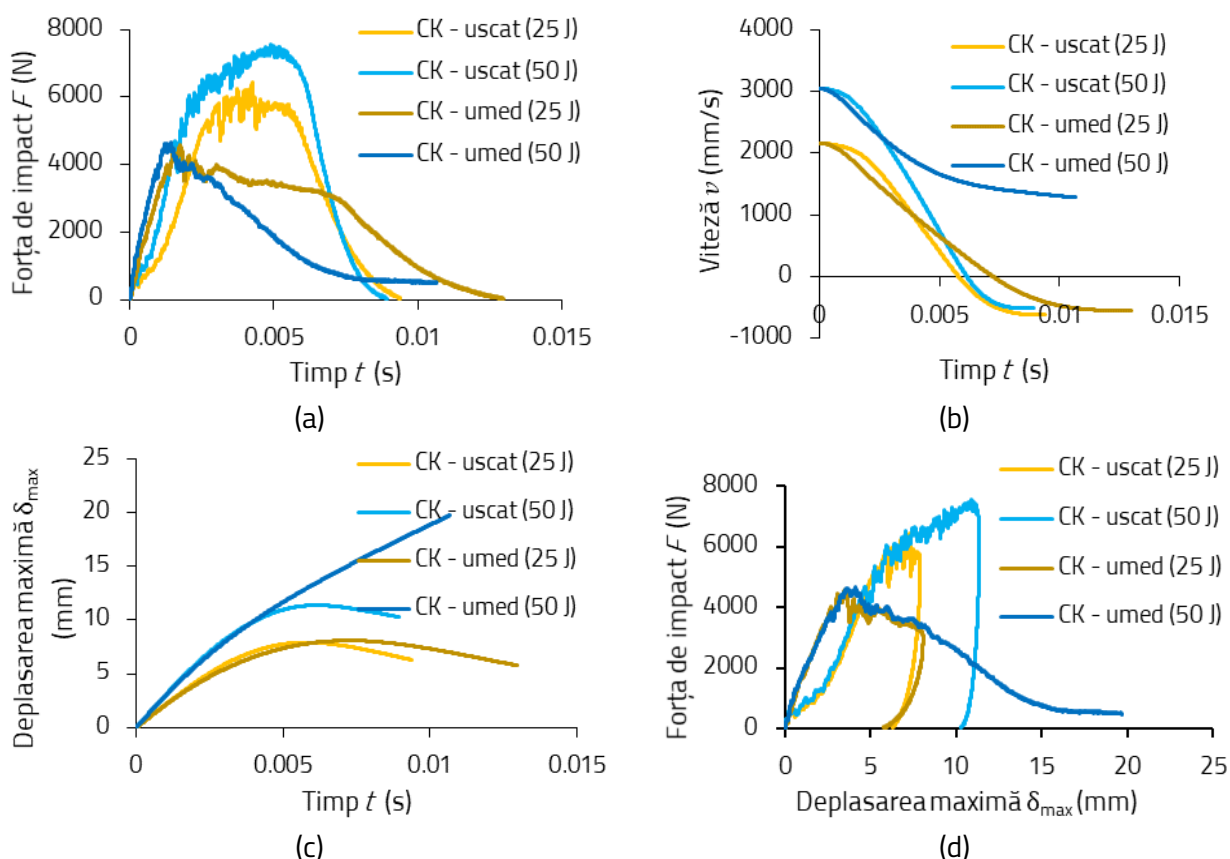
**Figura 6.20.** Rezultatele comparative obţinute în încercările de impact cu viteză mică, pentru epruvetele din material compozit sandwich CK2R cu miez de cauciuc, testate după 10513 ore de imersiune în apă, pentru energiile de impact de 25 J și 50 J: (a) curba forţa de impact - timp ( $F - t$ ); (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ); (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forţa de impact - deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ) [60].

Din analiza graficelor din figura 6.20(a), se poate observa că, forţa maximă înregistrată pentru probele CK2R umede este cu până la 13 % mai mare pentru energia de impact de 50 J, decât valoarea obţinută pentru probele CK2R umede, testate la o energie de impact 25 J. De asemenea, din figura 6.20 (b) se poate observa că, reculul nu a avut loc pentru niciuna dintre energiile de impact.

Atât pentru energia de impact de 25 J, cât și pentru energia de impact de 50 J, toate epruvetele din material compozit hibrid cu miez din cauciuc imersate pentru 10513 ore în apă au fost perforate complet.

### 6.3.4. Efectele absorbției de apă asupra comportării la impact a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă

În figura 6.22 se prezintă o analiză comparativă a rezultatelor obținute în încercărilor de impact cu viteză mică, pentru probele din material compozit fără cauciuc atât în stare uscată, cât și în stare imersată, referitoare la următoarele curbe: (a) curba forța de impact - timp ( $F - t$ ), (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ), (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forța de impact - deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ).

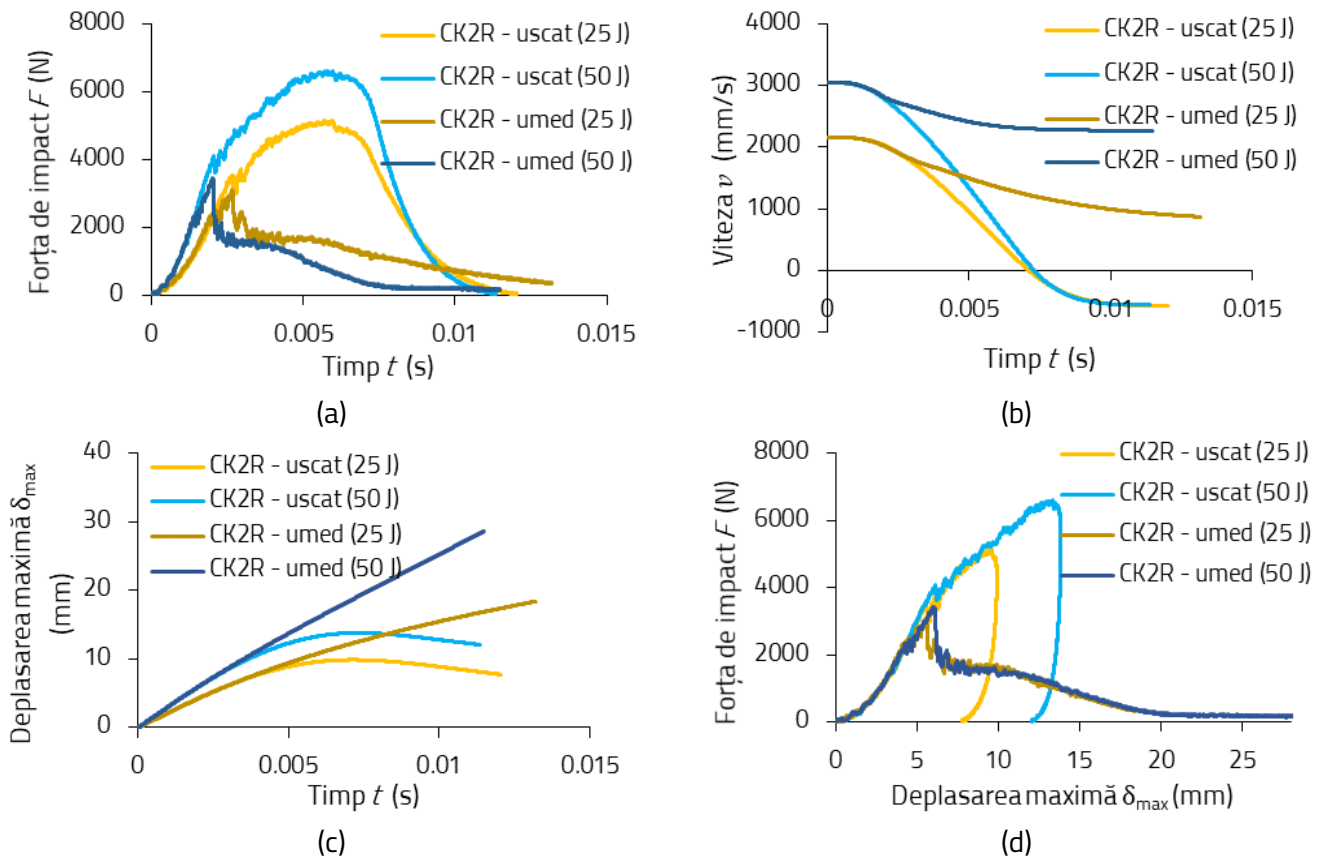


**Figura 6.22.** Rezultatele comparative obținute în urma încercărilor de impact la viteză mică pentru epruvetele uscate și cele imersate, din material compozit CK armat cu opt straturi de țesătură hibridă carbon-aramidă: (a) curba forța de impact - timp ( $F - t$ ); (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ); (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forța de impact - deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ) [60].

Analizând curbele din figura 6.22(a), se poate observa că, forța maximă înregistrată pentru probele uscate de tipul CK, pentru energia de impact de 50 J, este cu până la 67 % mai mare decât probele CK umede, pentru aceeași energie de impact și cu până la 39 % mai mare pentru cele testate la energia de impact de 25 J. Deplasarea maximă înregistrată pentru probele de CK uscate pentru energia de impact de 25 J, nu este semnificativ mai mare decât deplasarea maximă înregistrată pentru probele CK umede, fiind cu aproximativ 0,02 mm mai mare. Pe de altă parte, deplasarea maximă înregistrată la energia de impact de 50 J, pentru probele CK uscate, este cu 3,60 mm mai mare decât deplasarea

maximă înregistrată atât pentru probele CK uscate cât și pentru probele CK umede, testate la energia de impact de 25 J.

În figura 6.24 se prezintă o analiză comparativă a rezultatelor obținute în urma încercărilor de impact cu viteză mică, pentru epruvetele din material compozit cu miez din cauciuc, atât în stare uscată, cât și după imersiune în apă, referitoare la următoarele curbe: (a) curba forța de impact - timp ( $F - t$ ), (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ), (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forța de impact - deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ).



**Figura 6.24.** Rezultatele comparative obținute în urma încercărilor de impact de viteză mică pentru probele uscate și cele imersate, din material compozit sandwich CK2R cu miez din cauciuc: (a) curba forța de impact - timp ( $F - t$ ); (b) curba viteză - timp ( $v - t$ ); (c) curba deplasare maximă - timp ( $\delta_{max} - t$ ); (d) curba forța de impact - deplasare maximă ( $F - \delta_{max}$ ) [60].

Analizând curbele prezentate în figura 6.24(a), se poate observa că, forța maximă înregistrată pentru probele uscate CK2R este cu 77 % și 88 % mai mare decât cele obținute pentru probele umede CK2R pentru energia de impact de 25 J și respectiv, pentru energia de impact de 50 J. Pe de altă parte, valoarea medie a deplasării maxime înregistrate pentru energia de impact de 50 J în cazul încercării probelor uscate de CK2R este cu 4,29 mm mai mare decât cea obținută pentru probele CK2R uscate, supuse la o energie de impact de 25 J.

### **6.3.5. Modurile de rupere în încercarea de impact cu viteză mică a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă**

Niciunul dintre straturile probelor uscate, din materialele compozite testate, nu s-a rupt complet în timpul încercării de impact cu viteză mică pentru niciuna dintre energiile de impact. Ca urmare, impactorul nu a străpuns complet niciuna dintre plăcile compozite hibride uscate. În cazul probelor umede fără miez din cauciuc, probele nu sunt străpunse complet pentru energia de impact de 25 J, în timp ce pentru energia de impact de 50 J, probele sunt străpunse complet. Pentru probele cu miez de cauciuc umede, pentru ambele niveluri de energie, impactorul a străpuns complet plăcile compozite hibride.

## **6.4. Concluzii**

- din încercările de **impact cu viteză mică** prin cădere liberă, efectuate asupra epruvetelor din materiale compozite stratificate armate cu țesătură hibridă de carbon-aramidă, cu și fără miez din cauciuc, testate înainte de imersiunea în apă, se pot menționa următoarele concluzii principale:
  - **înlocuirea cu miezul de cauciuc** a două straturi mediane în materialul compozit armat doar cu țesătură hibridă carbon-aramidă și obținerea materialului compozit sandwich de tipul CK2R, conduce la o întârziere în ceea ce privește energia absorbită în timpul impactului cu viteză mică, în timp ce energia de impact este aproximativ aceeași cu cea absorbită de materialul compozit de tipul CK fără miez de cauciuc, în cazul ambelor energii de impact, de 25 J și 50 J (vezi capitolul 6.3.1 și 6.3.3);
  - din punctul de vedere al **energiei absorbite**, există o diferență destul de mică între cele două seturi de probe, și anume, pentru energia de impact de 25 J, în cazul probelor uscate de tipul CK2R valoarea medie a energiei absorbite este cu doar 0,17 % mai mică decât cea corespunzătoare probelor uscate de tipul CK; pentru energia de impact de 50 J, probele uscate de tipul CK2R au absorbit aproximativ aceeași cantitate de energie ca și probele uscate de tipul CK (vezi capitolul 6.3.1);
  - **deplasarea maximă** înregistrată pentru probele uscate din material compozit CK2R cu miez din cauciuc a fost mai mare cu aproximativ 26 % și 22 % decât deplasarea maximă înregistrată pentru probele uscate CK fără miez de cauciuc, în cazul energiilor de impact de 25 J și respectiv, de 50 J (vezi capitolul 6.3.1);
- din analiza efectelor **absorbției de apă** asupra comportării în solicitarea de impact cu viteză mică a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă, se rețin următoarele concluzii principale:
  - pentru materialul compozit CK armat doar cu țesătură hibridă carbon-aramidă, atât în cazul celor testate la impact înainte de imersiune, cât și în cazul epruvetelor testate după 8440 ore de imersiune în apă, supuse la o energie de impact de 25 J, cantitatea de **energie**

- absorbită** este aproximativ aceeaşi, diferenţa fiind doar de 0,93 % faţă valoarea înregistrată pentru cele uscate (vezi capitolul 6.3.3 şi 6.3.4);
- pentru energia de impact de 50 J se poate observa o diferenţă semnificativă în ceea ce priveşte **energia absorbită** de materialul compozit CK, după cum urmează: 49,79 J pentru epruvetele uscate şi respectiv, 41,84 J pentru epruvetele testate după 8440 ore de imersiune în apă, scăderea fiind de 16 % (vezi capitolul 6.3.3 şi 6.3.4);
  - pentru probele CK2R cu miez de cauciuc, atât în cazul celor testate la impact înainte de imersiune, cât şi în cazul epruvetelor testate după 10513 ore de imersiune în apă, supuse la o energie de impact de 25 J, **energia absorbită** este aproximativ aceeaşi, diferenţa fiind doar de 1,82 % faţă valoarea înregistrată pentru cele uscate (vezi capitolul 6.3.3 şi 6.3.4);
  - pentru energia de impact de 50 J se poate observa o diferenţă semnificativă în ceea ce priveşte **energia absorbită** de materialul compozit CK2R cu miez de cauciuc, după cum urmează: 49,77 J pentru epruvetele uscate şi respectiv, 26,74 J pentru epruvetele testate după 10513 ore de imersiune în apă, scăderea fiind de 53,26 % (vezi capitolul 6.3.3 şi 6.3.4);

În această secţiune se prezintă doar o sinteză a concluziilor din teza de doctorat.



## 7. CERCETĂRI PRIVIND MODELAREA ŞI TESTAREA GRINZILOR CU PEREŢI SUBŢIRI REALIZATE DIN MATERIAL COMPOZIT ARMAT CU ŢESĂTURĂ HIBRIDĂ CARBON-ARAMIDĂ

### 7.1. Analiza experimentală a stărilor de deformare şi a deplasărilor în cazul grinzilor realizate din material compozit armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă, solicitate la încovoiere

#### 7.1.1. Grinzi testate

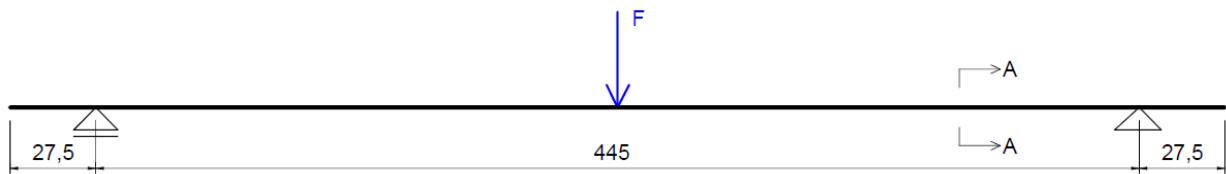
Pentru încercarea la încovoiere prin metoda celor trei puncte, s-au fabricat, utilizând tehnologia manuală de formare strat cu strat a materialului compozit (tehnologia numită "lay-up" în limba engleză), patru grinzi cu pereţi subţiri, din material compozit armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă. Grinda, având secţiunea dreptunghiulară, cu pereţi subţiri (în limba engleză, de tipul "box"), s-a obţinut prin îmbinarea prin lipire a două profile având secţiunea U, din material compozit pe bază de răşină epoxi Epolam 2031, armată cu ţesătură hibridă carbon-aramidă [59]. Pentru fabricarea celor două profile cu secţiunea de forma U, care alcătuiesc grinda compozită, s-au folosit două matriţe metalice (fig. 7.1), peste care s-au aşezat strat după strat, cele opt straturi din ţesătură hibridă carbon-aramidă, impregnate cu răşină epoxidică de tipul Epolam 2031 [61].



**Figura 7.1.** Profil de tip U din material compozit hibrid obţinut prin tehnologia manuală de aşezare a straturilor (tehnologia "lay-up").

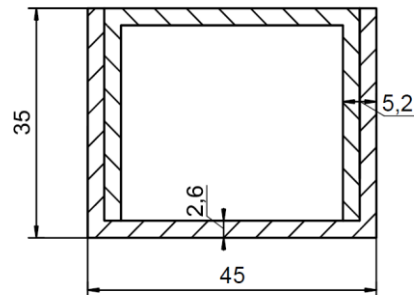
#### 7.1.2. Încercarea de încovoiere în trei puncte combinată cu metoda corelării digitale a imaginilor

Pentru încercarea de încovoiere prin metoda celor trei puncte s-a utilizat maşina de testare produsă de Walter&Bai (Elveţia), a cărei forţă maximă este de 100 kN pentru actuatorul vertical de forţă. În figura 7.2 se prezintă schema statică de încărcare a grinzii din material compozit hibrid şi schiţa pentru secţiunea transversală a grinzii compozite.



(a)

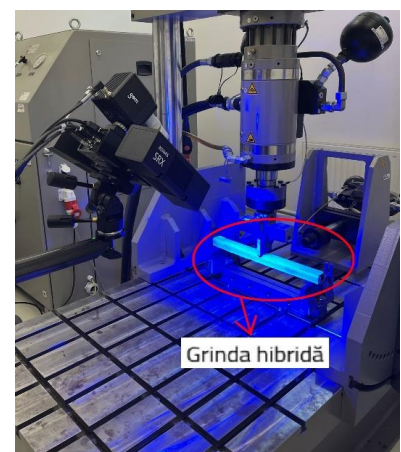
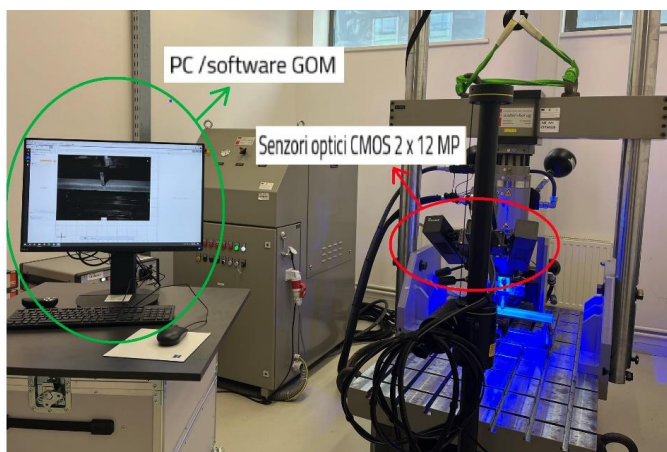
Secțiune A-A



(b)

**Figura 7.2.** Configurația testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte: (a) schema statică de încărcare; (b) secțiunea transversală a grinzii compozite (dimensiunile sunt in mm.).

Pentru acuratețea rezultatelor din încercarea de încovoiere prin metoda celor trei puncte s-au folosit concomitent mașina de testare produsă de Walter&Bai și sistemul pentru analiza optică a deformațiilor 3D pentru materiale și componente, prin metoda DIC (digital image correlation), pentru a determina cu precizie deplasările anumitor puncte, precum și câmpul de deformații pentru suprafața probelor.



**Figura 7.3.** Configurația testului de încovoiere prin metoda celor trei puncte, combinată cu metoda DIC.

### 7.1.3. Rezultatele încercărilor de încovoiere pentru grinzile cu pereţi subţiri realizate din material compozit armat cu ţesătură hibridă carbon-aramidă

După prelucrarea datelor experimentale înregistrate de maşina de încercare, s-a trasat curba de variaţie a forţei în funcţie de deplasare verticală (săgeata) la mijlocul grinzii ( $F - v$ ) pentru toate cele patru grinzi testate (fig. 7.4). Deplasarea verticală înregistrată reprezintă deplasarea rolei de încărcare.

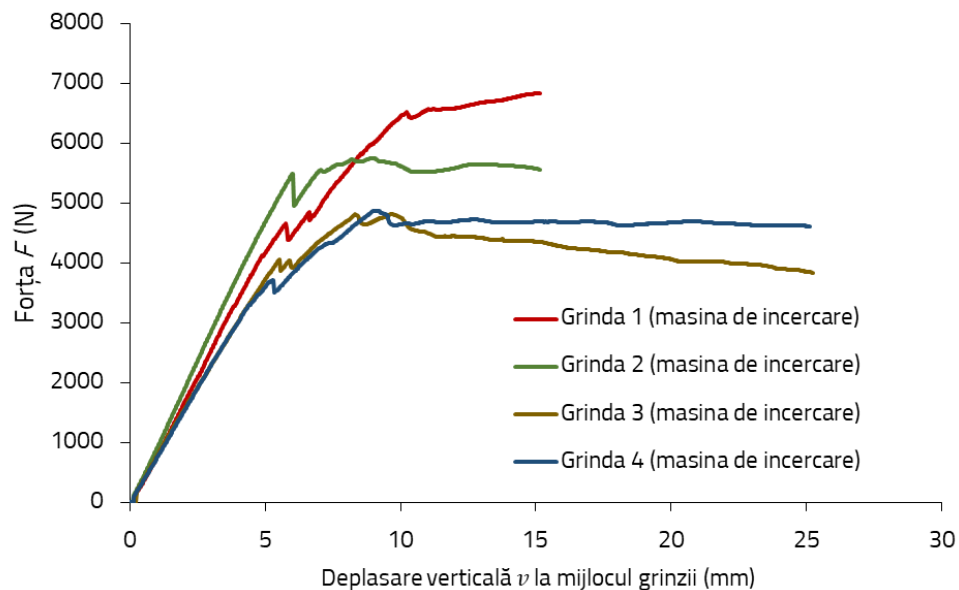
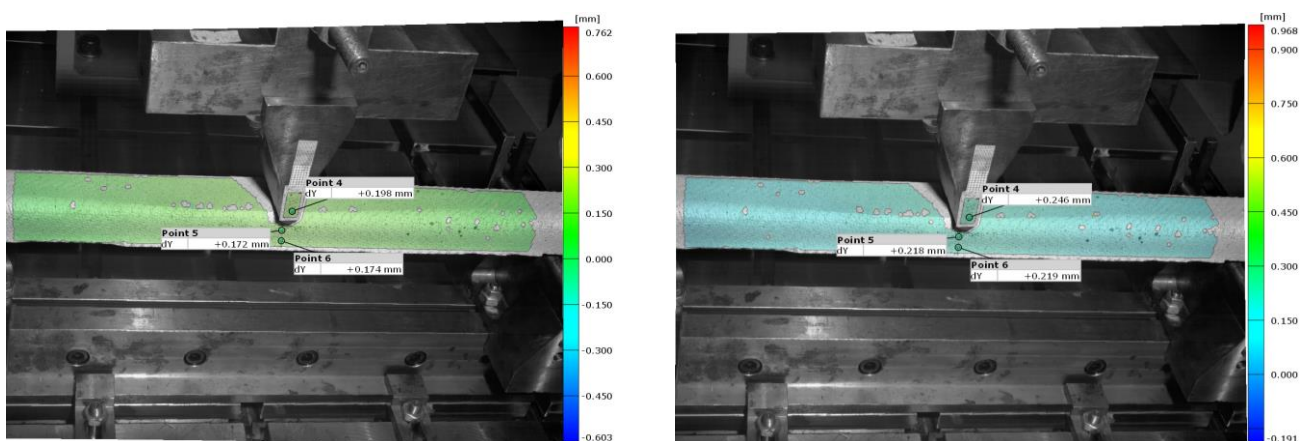


Figura 7.4. Curba forţă – deplasare verticală la mijlocul grinzii ( $F - v$ ) pentru maşina de încercare.

Rezultatele experimentale obţinute prin metoda DIC sunt calculate pentru o zonă de interes definită pe grindă, iar rezultatele sunt afişate pentru anumite puncte, care se aleg din aceasta zonă de interes, şi anume puncte aflate cât mai aproape de mijlocul grinzii (fig. 7.5). În figura 7.5 se prezintă imaginile realizate în timpul testului de încovoiere, pentru una dintre grinzile testate (grinda 2), în care apar rezultatele privind evoluţia deplasărilor verticale în punctele de interes, obţinute cu metoda de corelare digitală a imaginilor, până la o valoare a săgeţii de aproximativ 1 mm.



(a) Săgeata  $v = 0,172$  mm pentru  $F = 160,78$  N

(b) Săgeata  $v = 0,218$  mm pentru  $F = 203,21$  N

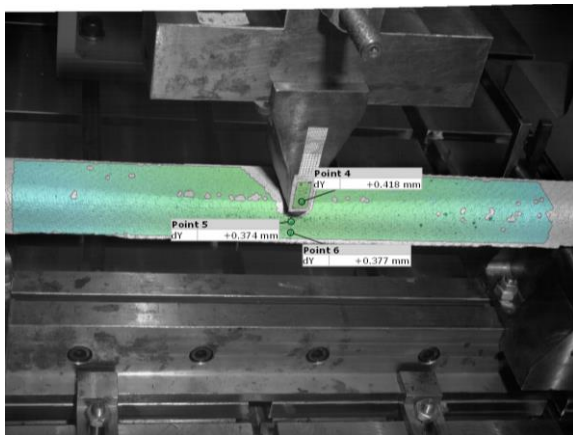




(c) Săgeata  $v = 0,265$  mm pentru  $F = 246,17$  N



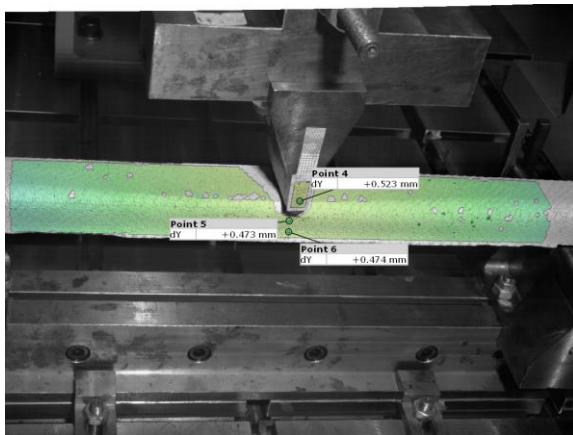
(d) Săgeata  $v = 0,332$  mm pentru  $F = 312,41$  N



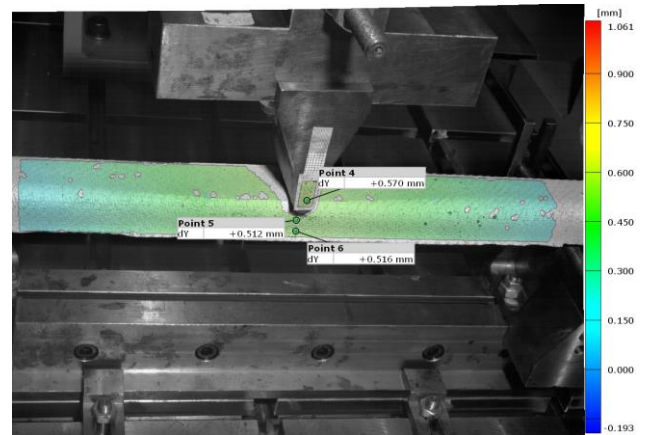
(e) Săgeata  $v = 0,374$  mm pentru  $F = 357,64$  N



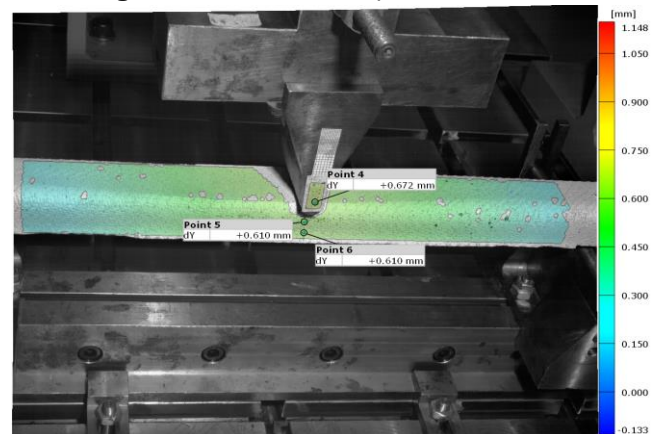
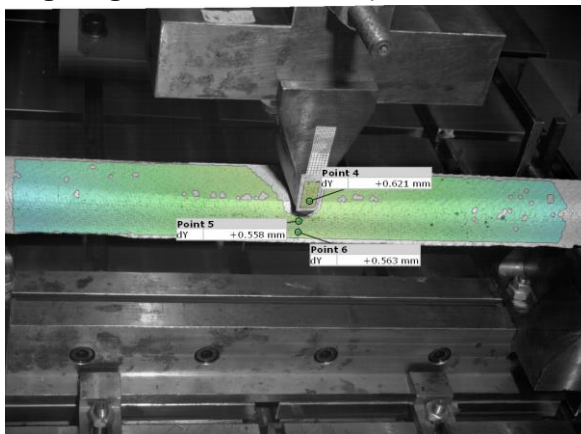
(f) Săgeata  $v = 0,421$  mm pentru  $F = 403,38$  N



(g) Săgeata  $v = 0,473$  mm pentru  $F = 449,51$  N



(h) Săgeata  $v = 0,512$  mm pentru  $F = 495,41$  N



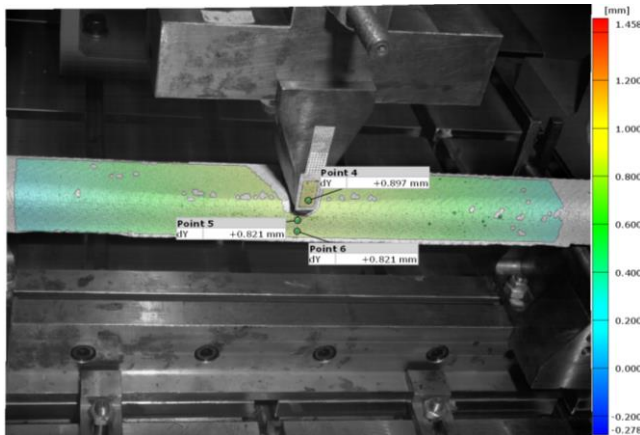
(i) Săgeata  $v = 0,558$  mm pentru  $F = 541,57$  N



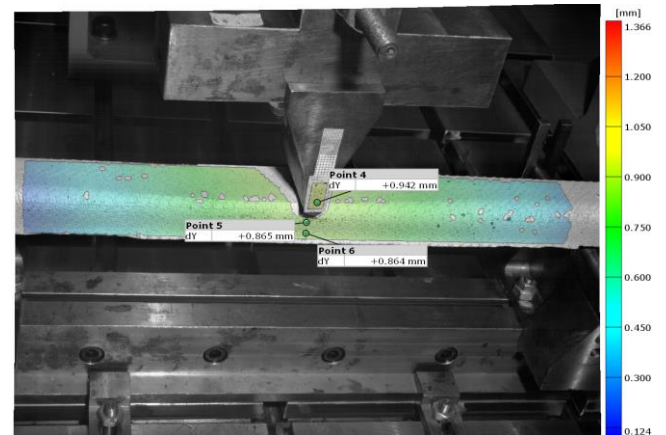
(j) Săgeata  $v = 0,610$  mm pentru  $F = 589,21$  N



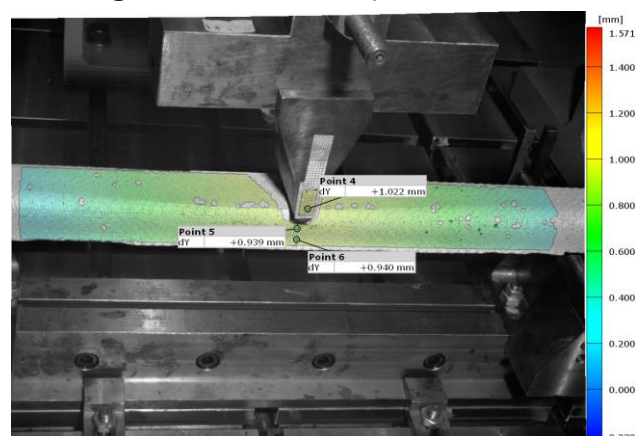
(k) Săgeata  $v = 0,676$  mm pentru  $F = 659,01$  N



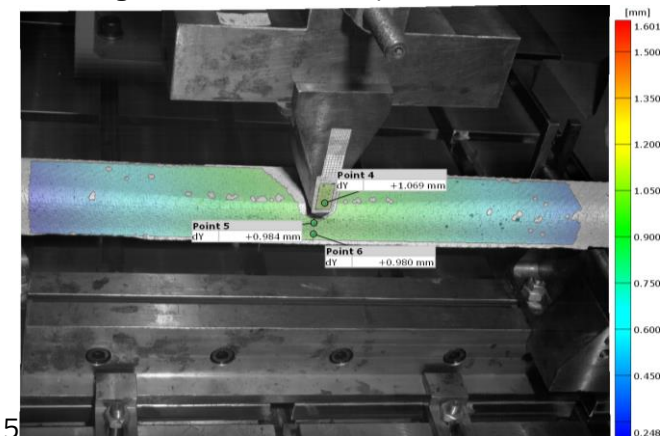
(l) Săgeata  $v = 0,767$  mm pentru  $F = 753,86$  N



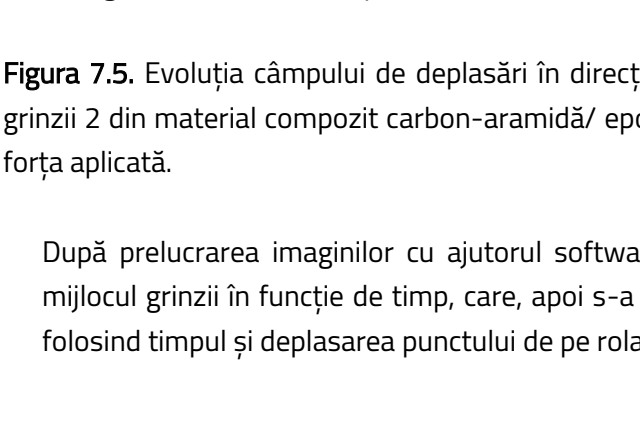
(m) Săgeata  $v = 0,821$  mm pentru  $F = 802,31$  N



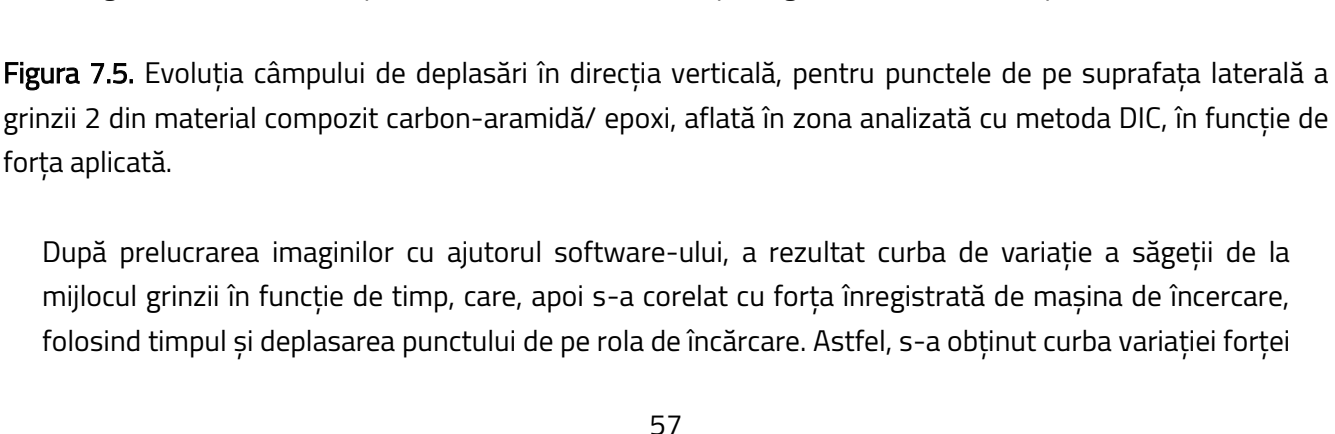
(n) Săgeata  $v = 0,865$  mm pentru  $F = 850,69$  N



(o) Săgeata  $v = 0,939$  mm pentru  $F = 923,23$  N



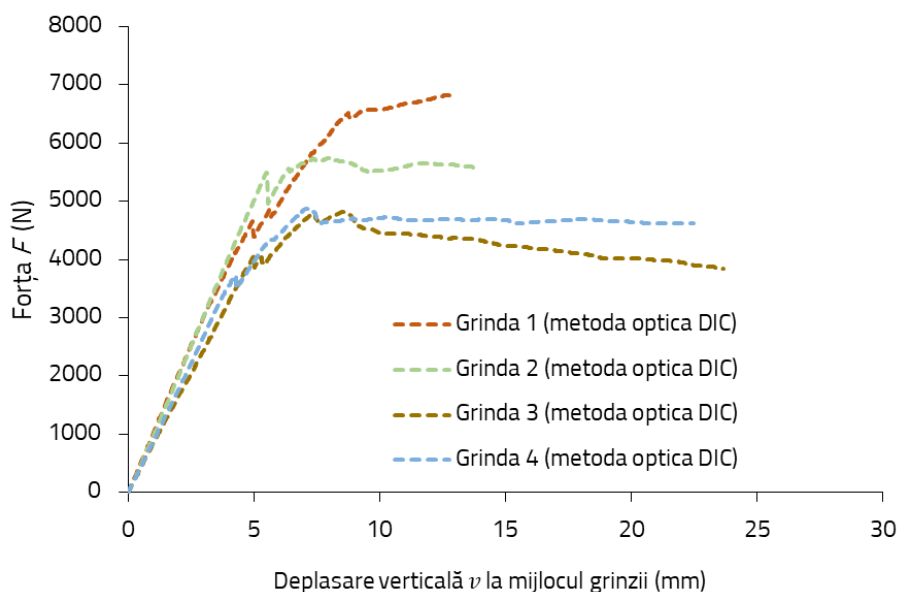
(p) Săgeata  $v = 0,984$  mm pentru  $F = 969,90$  N



**Figura 7.5.** Evoluția câmpului de deplasări în direcția verticală, pentru punctele de pe suprafața laterală a grinzii 2 din material compozit carbon-aramidă/ epoxi, aflată în zona analizată cu metoda DIC, în funcție de forța aplicată.

După prelucrarea imaginilor cu ajutorul software-ului, a rezultat curba de variație a săgeții de la mijlocul grinzii în funcție de timp, care, apoi s-a corelat cu forța înregistrată de mașina de încercare, folosind timpul și deplasarea punctului de pe rola de încărcare. Astfel, s-a obținut curba variației forței

în funcție de deplasarea verticală la mijlocul grinzii (curva  $F - v$ ) prin metoda DIC pentru toate grinzile testate (fig. 7.6).



**Figura 7.6.** Curba forță – deplasare verticală la mijlocul grinzii ( $F - v$ ) obținută prin metoda DIC.

S-a putut remarca faptul că, după încercarea de încovoiere, pentru niciuna dintre grinzile testate nu s-a observat ruperea completă a celor opt straturi armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă de la partea superioară a acestora (profilul U superior), iar profilul U inferior (partea inferioară a grinzii) nu a fost afectat. Nu s-au constatat dezlipiri la interfața dintre cele două profile având secțiunea U, care au fost asamblate prin lipire.

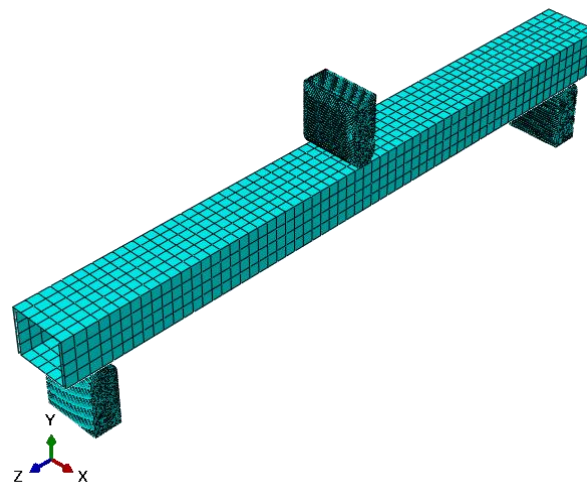
## 7.2. Simularea numerică a stărilor de tensiune și de deformație din grinda realizată din material compozit carbon-aramidă/ epoxi sollicitată la încovoiere

### 7.2.1. Modelul numeric

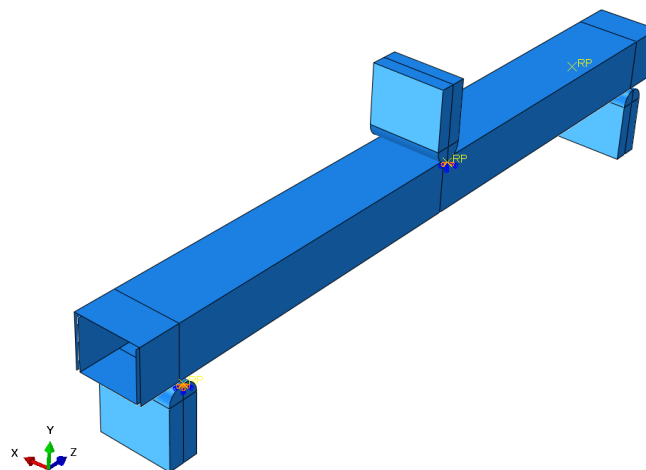
În această secțiune, se va prezenta modelul numeric pentru grinda cu secțiune dreptunghiulară, cu pereți subțiri (secțiune de tip "box"/rectangulară) fabricată din material compozit hibrid, sollicitată la încovoiere. Simularea numerică a încercării de încovoiere în trei puncte, a fost realizată cu ajutorul programului Abaqus, versiunea 2022 (Dassault Systèmes, France). Grinda din material compozit armat cu țesătură carbon-aramidă pentru care s-a simulat numeric comportarea mecanică în testul de încovoiere prin metoda celor trei puncte în acord cu schema de încărcare din figura 7.2, are următoarele caracteristici:

- dimensiunile exterioare ale secțiunii transversale sunt  $b = 45 \text{ mm}$  și  $h = 35 \text{ mm}$ ;
- grosimea pereților este de  $2,60 \text{ mm}$  (8 straturi de material compozit pe bază de rășină epoxi Epolam 2031, armată cu țesătură hibridă de carbon-aramidă);
- lungimea totală a grinzii este de  $500 \text{ mm}$ ;
- distanța între reazemele grinzii este de  $445 \text{ mm}$ .





(a)



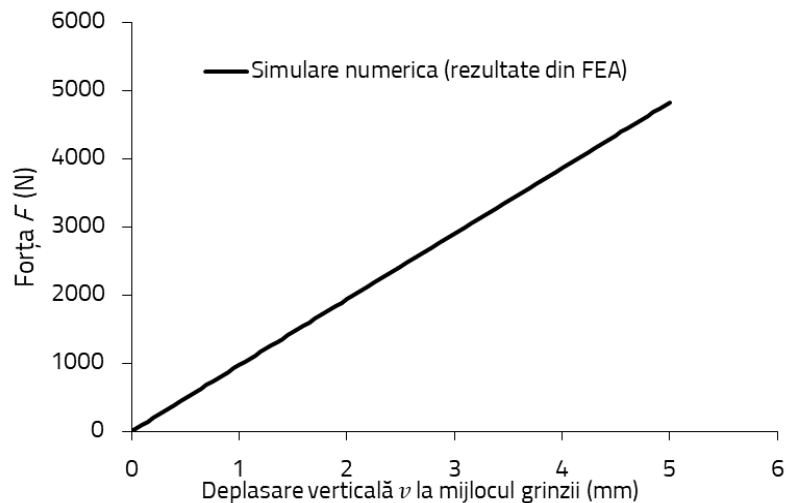
(b)

**Figura 7.10.** Modelul numeric: (a) discretizarea cu elemente finite pentru grinda realizată din material compozit hibrid; (b) condiții de frontieră impuse.

Proprietățile elastice ale materialului compozit din care a fost modelată grinda, au fost introduse în modelul numeric, având în vedere rezultatele experimentale obținute de autoarea acestei teze, în încercarea la încovoiere a epruvetelor fabricate din același material compozit ca și cel al grinzii testate, care au fost publicate și într-o altă lucrare științifică [31] și anume: modulele de elasticitate  $E_1 = 29343$  MPa și  $E_2 = 26884$  MPa în direcțiile fibrelor de armare ale țesăturii din fibre de carbon-aramidă, coeficientul lui Poisson  $\nu_{12} = 0,141$  în planul de armare, iar modulul de elasticitate transversal  $G_{12} = 2100$  MPa în planul de armare cu țesătură, a fost considerat conform rezultatelor raportate de alți autori în literatura de specialitate [73].

### 7.2.2. Rezultatele obținute în analiza cu elemente finite

Curba forță-deplasare verticală la mijlocul grinzii, obținută în urma prelucrării rezultatelor din simularea numerică a grinzii cu secțiunea dreptunghiulară, cu pereți subțiri, din material compozit hibrid, este prezentată în figura 7.14.



**Figura 7.14.** Curba forță – deplasare verticală la mijlocul grinzii ( $F - v$ ) obținută în urma simulării numerice.

### 7.3. Validarea modelului numeric prin comparația rezultatelor obținute prin modelarea numerică cu cele experimentale

În tabelul 7.4 se prezintă sintetizat datele obținute pentru grinda 2, din punct de vedere al deplasării verticale la mijlocul grinzii, în mod comparativ prin cele trei metode, și anume: experimental de la mașina de încercare; experimental prin metoda DIC; simulare numerică (rezultate din FEA). Rezultatele sunt analizate comparativ pentru fiecare dintre cele patru grinzi compozite testate, pentru porțiunea liniară a curbei de variație a forței în funcție de deplasarea verticală la mijlocul grinzii, aproximativ până la forța de 1000 N. În teza de doctorat în tabelele 7.3, 7.5 și 7.6 se prezintă sintetizat datele obținute pentru celelalte trei grinzi testate (grinda 1, grinda 3 și grinda 4) în mod comparativ prin cele trei metode, similar cu datele furnizate în tabelul 7.4.



**Tabelul 7.4.** Analiza comparativă a rezultatelor obținute pentru săgeata  $v$  măsurată în mijlocul grinzii pentru grinda 2.

	Forța Exp.* (N)	Săgeata maximă $v_{max}$ la mijlocul grinzii (mm)			Eroare (%)	
		Exp*	DIC	FEA	FEA-DIC	FEA-Exp*
<b>GRINDA 2</b>	160,78	0,188	0,172	0,164	4,965	13,163
	203,21	0,241	0,218	0,207	5,257	14,253
	246,17	0,289	0,265	0,250	5,527	13,575
	312,41	0,364	0,332	0,317	4,446	12,957
	357,64	0,414	0,374	0,362	3,009	12,481
	403,38	0,465	0,421	0,408	3,060	12,103
	449,51	0,516	0,473	0,455	3,780	11,810
	495,41	0,565	0,512	0,501	2,146	11,260
	541,57	0,614	0,558	0,548	1,843	10,809
	589,21	0,667	0,610	0,596	2,300	10,580
	659,01	0,739	0,676	0,667	1,326	9,742
	753,86	0,839	0,767	0,763	0,541	9,042
	802,31	0,890	0,821	0,812	1,088	8,770
	850,69	0,940	0,865	0,861	0,400	8,398
	923,23	1,015	0,939	0,935	0,418	7,923
	969,90	1,064	0,984	0,982	0,155	7,681
1017,81	1,115	1,034	1,031	0,337	7,522	

\*Exp – reprezintă metoda experimentală cu mașina de încercare pentru testul de încovoiere prin metoda celor trei puncte.

În tabelul 7.7 s-au sintetizat valorile medii ale erorilor calculate pentru cele patru grinzi compozite testate.

**Tabelul 7.7.** Erorile medii obținute pentru săgeata maximă  $v_{max}$  măsurată experimental în mijlocul grinzii față de valorile rezultate din analiza cu elemente finite (până la aproximativ 1000 N).

Grinda	Eroarea medie (%)	
	FEA-DIC	FEA-Exp*
1	2,98	26,15
2	2,39	10,71
3	15,18	22,77
4	13,09	25,63
<b>Media</b>	<b>8,41</b>	<b>21,31</b>

\*Exp – reprezintă metoda experimentală cu mașina de încercare pentru testul de încovoiere prin metoda celor trei puncte.

### *Explicarea erorilor referitoare la săgeata maximă*

Aceste diferențe între rezultatele pentru săgeata maximă, determinate pe cale experimentală cu mașina de încercare și cu metoda de corelare digitală a imaginii (DIC), sunt cauzate de următorii factori:

- deplasarea înregistrată cu mașina de încercare, reprezintă deplasarea poansonului de aplicare a forței, iar deplasarea determinată cu metoda DIC, reprezintă deplasarea punctului marcat pe suprafața laterală a grinzii;
- partea superioară a profilului, materialul acestuia se tasează și se deformează local în zona de contact dintre profil și rola (poansonul) prin intermediul căreia se aplică forța;
- la mașina de încercare are loc anularea jocurilor existente în sistemul de transmitere a forței de încărcare.

Mai multe detalii privind procesarea modelului numeric al grinzii din material compozit hibrid carbon-aramidă/epoxi sunt prezentate în teza de doctorat.

## **7.4. Concluzii**

După realizarea încercărilor de încoviere prin metoda celor trei puncte, pentru grinzile din materialul compozit hibrid carbon-aramidă/epoxi, se pot observa straturi rupte doar în partea superioară a acestora, respectiv a profilului U superior, fără ca profilul U inferior al grinzii compozite să fie afectat. Modurile de rupere ale straturilor din material compozit hibrid, la partea superioară a grinzii, au fost: delaminări la interfața fibră-matrice, fisuri în matrice (rășină) și ruperea fibrelor de carbon și aramidă. Se menționează faptul că, nu toate cele opt straturi armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă ale părții superioare ale grinzii au fost rupte. Valoarea medie pentru săgeata maximă înregistrată de mașina de încercare a fost de 20,15 mm, iar în cazul metodei DIC valoarea medie pentru săgeata maximă a fost de 18,21 mm, considerând aceeași forță de încărcare înregistrată de mașina de încercare, folosind timpul ca parametru pentru corelarea datelor. Pentru validarea modelului numeric s-au comparat rezultatele obținute din analiza cu elemente finite (FEA) pentru deplasarea maximă la mijlocul grinzii, cu rezultatele experimentale obținute atât cu mașina de încercare, cât și cu metoda DIC, pentru forțe de solicitare la încovoiere de aproximativ 1000 N.

În această secțiune se prezintă doar o sinteză a concluziilor din teza de doctorat.

## 8. CONCLUZII GENERALE. CONTRIBUȚII PERSONALE ȘI DIRECȚII VIITOARE DE CERCETARE

### 8.1. Concluzii generale

Ținând cont de obiectivele stabilite (vezi capitolul 3) pentru atingerea scopului principal al prezentei teze de doctorat, putem enumera principalele concluzii ale cercetărilor efectuate în această teză de doctorat:

- din analiza critică a stadiului actual al cercetărilor privind fibrele de Kevlar, fibrele de carbon și structurile din materiale compozite hibride armate cu fibre de carbon și cu fibre de Kevlar, s-au identificat:
  - **principalele avantaje** ale hibridizării fibrelor de Kevlar (aramidă) și a fibrelor de carbon se rezumă la obținerea de materiale compozite caracterizate de: rezistență ridicată la tracțiune, rigiditate mare, rezistență ridicată la impact, coeficient de dilatare termică scăzut și cu un modul de elasticitate ridicat (vezi capitolul 2.4);
  - **principalele aplicații** privind utilizarea materialelor compozite armate cu fibre de carbon și/sau fibre de Kevlar pentru întărirea elementelor structurale (grinzi din lemn sau beton, panouri) (vezi capitolul 2.3.3);
- s-au determinat principalele **caracteristici elastice și mecanice de tracțiune** ale materialului compozit pe bază de rășină epoxi Epolam 2031, armată cu țesătură hibridă carbon-aramidă, utilizând încercarea de tracțiune combinată cu metoda corelării digitale a imaginilor, și anume:
  - **modulele de elasticitate longitudinale**  $E_1$  și  $E_2$  sunt egale cu: 35245 MPa în direcția de urzeală a țesăturii hibride carbon-aramidă și respectiv, cu 33626 MPa în direcția de bătătură a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.1);
  - **tensiunile normale maxime**  $\sigma_{max}$  rezultate în raport cu direcțiile de armare ale materialului compozit sunt egale cu: 407 MPa în direcția de urzeală a țesăturii hibride carbon-aramidă și 372 MPa în direcția de bătătură a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.1);
  - **valorile coeficienților lui Poisson**  $\nu_{12}$  și  $\nu_{21}$  în planul de armare cu fibre, au fost de 0,141 și 0,106, când forța de tracțiune s-a aplicat în direcția de urzeală și respectiv, în direcția de bătătură a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.1);
- s-au determinat principalele **caracteristici elastice și mecanice de încovoiere** ale materialului compozit hibrid carbon-aramidă/ epoxi, și anume:
  - **modulele de elasticitate longitudinale**  $E_1$  și  $E_2$  la încovoiere: 29343 MPa în direcția de urzeală a țesăturii hibride carbon-aramidă și 26884 MPa în direcția de bătătură a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.2);
  - **tensiunile normale maxime**  $\sigma_{max}$  rezultate au fost: 418 MPa în direcția de urzeală a țesăturii hibride carbon-aramidă și 363 MPa în direcția de bătătură a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.2);

- s-a realizat validarea modelelor numerice utilizate pentru simularea stărilor de tensiune și de deformare din epruvetele din material compozit carbon-aramidă/ epoxi, care se dezvoltă în solicitarea de tracțiune și respectiv, în cea de încovoiere, prin comparația rezultatelor obținute din analiza numerică cu cele obținute experimental (eroarea maximă rezultată a fost de 0,19 % pentru încercarea de tracțiune și respectiv, 0,15 % pentru încercarea de încovoiere, vezi capitolul 5.5.2);
- utilizarea modelelor analitice pentru calculul modulelor de elasticitate echivalente la tracțiune și încovoiere, pentru materialul compozit stratificat de tipul carbon-aramidă/ epoxi, a condus la rezultate care au fost validate de rezultatele experimentale (vezi capitolul 5.5.1);
- s-au determinat principalele **caracteristici mecanice privind comportarea la impact în testul Charpy**, pentru materialul compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă și anume:
  - **energiile de rupere  $U$**  obținute sunt egale cu 2,79 J și 2,43 J când lungimea epruvetei Charpy este paralelă cu direcția de urzeală și respectiv, cu direcția de bătătură, a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.3);
  - **valorile obținute pentru reziliența  $K$**  au fost: 90,49 kJ/m<sup>2</sup> și 80,36 kJ/m<sup>2</sup> când lungimea epruvetei Charpy este paralelă cu direcția de urzeală și respectiv, cu direcția de bătătură a țesăturii hibride carbon-aramidă (vezi capitolul 5.4.3);
  - niciuna dintre epruvetele **nu s-a rupt complet** în încercarea la impact prin testul Charpy (vezi capitolul 5.4.3);
  - **modurile de rupere:** delaminări între straturi, ruperi ale fibrelor în unele straturi, dezlipiri la interfața fibre-rășină, precum și fisuri în matrice (vezi capitolul 5.4.3);
- din încercările de **impact cu viteză mică** prin cădere liberă, efectuate asupra epruvetelor din materiale compozite stratificate armate cu țesătură hibridă de carbon-aramidă, cu și fără miez din cauciuc, testate înainte de imersiunea în apă, se pot menționa următoarele concluzii principale:
  - **înlocuirea cu miezul de cauciuc** a două straturi mediane în materialul compozit armat doar cu țesătură hibridă carbon-aramidă și obținerea materialului compozit sandwich de tipul CK2R, conduce la o întârziere în ceea ce privește energia absorbită în timpul impactului cu viteză mică, în timp ce energia de impact este aproximativ aceeași cu cea absorbită de materialul compozit de tipul CK fără miez de cauciuc, în cazul ambelor energii de impact, de 25 J și 50 J (vezi capitolul 6.3.1 și 6.3.3);
  - din punctul de vedere al **energiei absorbite**, există o diferență destul de mică între cele două seturi de probe, și anume, pentru energia de impact de 25 J, în cazul probelor uscate de tipul CK2R valoarea medie a energiei absorbite este cu doar 0,17 % mai mică decât cea corespunzătoare probelor uscate de tipul CK; pentru energia de impact de 50 J, probele uscate de tipul CK2R au absorbit aproximativ aceeași cantitate de energie ca și probele uscate de tipul CK (vezi capitolul 6.3.1);
  - **deplasarea maximă** înregistrată pentru probele uscate din material compozit CK2R cu miez din cauciuc a fost mai mare cu aproximativ 26 % și 22 % decât deplasarea maximă

- înregistrată pentru probele uscate CK fără miez de cauciuc, în cazul energiilor de impact de 25 J și respectiv, de 50 J (vezi capitolul 6.3.1);
- pentru energia de impact de 25 J, **modurile de rupere** observate sunt fisurile în matrice și delaminările la interfața fibre-matrice (vezi capitolul 6.3.5);
  - pentru energia de impact de 50 J s-a observat atât **ruperea fibrelor de carbon, cât și a celor de aramidă**, în straturile exterioare ale materialului compozit de tipul CK2R cu miez de cauciuc, în timp ce s-au observat doar **ruperi ale fibrelor de carbon** pentru materialul compozit de tipul CK, fără miez de cauciuc (vezi capitolul 6.3.5);
  - din analiza efectelor **absorbției de apă** asupra comportării în solicitarea de impact cu viteză mică a materialelor compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă, se rețin următoarele concluzii principale:
    - pentru materialul compozit CK armat doar cu țesătură hibridă carbon-aramidă, atât în cazul celor testate la impact înainte de imersiune, cât și în cazul epruvetelor testate după 8440 ore de imersiune în apă, supuse la o energie de impact de 25 J, cantitatea de **energie absorbită** este aproximativ aceeași, diferența fiind doar de 0,93 % față valoarea înregistrată pentru cele uscate (vezi capitolul 6.3.3 și 6.3.4);
    - pentru energia de impact de 50 J se poate observa o diferență semnificativă în ceea ce privește **energia absorbită** de materialul compozit CK, după cum urmează: 49,79 J pentru epruvetele uscate și respectiv, 41,84 J pentru epruvetele testate după 8440 ore de imersiune în apă, scăderea fiind de 16 % (vezi capitolul 6.3.3 și 6.3.4);
    - pentru probele CK2R cu miez de cauciuc, atât în cazul celor testate la impact înainte de imersiune, cât și în cazul epruvetelor testate după 10513 ore de imersiune în apă, supuse la o energie de impact de 25 J, **energia absorbită** este aproximativ aceeași, diferența fiind doar de 1,82 % față valoarea înregistrată pentru cele uscate (vezi capitolul 6.3.3 și 6.3.4);
    - pentru energia de impact de 50 J se poate observa o diferență semnificativă în ceea ce privește **energia absorbită** de materialul compozit CK2R cu miez de cauciuc, după cum urmează: 49,77 J pentru epruvetele uscate și respectiv, 26,74 J pentru epruvetele testate după 10513 ore de imersiune în apă, scăderea fiind de 53,26 % (vezi capitolul 6.3.3 și 6.3.4);
  - se menționează următoarele rezultate obținute pentru **grinda cu pereți subțiri** din material compozit hibrid carbon-aramidă, utilizând încercarea de încovoiere combinată cu metoda corelării digitale a imaginilor:
    - valoarea medie pentru **săgeata maximă** înregistrată de **mașina de încercare** a fost de 20,15 mm, iar în cazul metodei **DIC** valoarea medie pentru **săgeata maximă** a fost de 18,21 mm, considerând aceeași forță de încărcare înregistrată de mașina de încercare, folosind timpul ca parametru pentru corelarea datelor (vezi capitolul 7.1.3);
    - s-a realizat **validarea modelului numeric** cu elemente finite al grinzii din material compozit armat cu țesătură hibridă carbon-aramidă, solicitată la încovoiere, prin comparația cu rezultatele experimentale obținute, rezultând o eroare medie de 8,41 % pentru comparația

săgeții maxime din FEA cu săgeata maximă obținută prin metoda DIC, iar pentru comparația săgeții maxime din FEA cu săgeata din metoda experimentală (mașina de încercare) a rezultat o eroare medie de 21,31 %, pentru un palier de forță de la 0 N – 1000 N (vezi capitolul 7.3);

- **tensiunea normală maximă** în direcția fibrelor rezultată din analiza numerică, nu depășește tensiunea de rupere de 418 MPa, determinată în testele experimentale de încovoiere pe probe fabricate din același material compozit hibrid (vezi capitolul 7.2.2);
- **modurile de rupere** ale straturilor din material compozit hibrid, la partea superioară a grinzii, au fost: delaminări la interfața fibră-matrice, fisuri în matrice (rășină) și ruperea fibrelor de carbon și aramidă (vezi capitolul 7.1.3);
- s-a constatat că nu toate cele opt straturi armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă ale părții superioare ale grinzii au fost rupte iar îmbinarea prin lipire a celor două profile U a rezistat solicitării de încovoiere, fără dezlipirea acestora (vezi capitolul 7.1.3);

Din comparația rezultatelor obținute prin metoda experimentală și prin metoda de analiză cu elemente finite se constată o corelare foarte bună a datelor, ceea ce duce la o validare reciprocă a celor metode.

## 8.2. Contribuții personale. Direcții viitoare de cercetare.

Pe parcursul cercetărilor efectuate pentru elaborarea prezentei teze de doctorat, s-au conturat mai multe contribuții personale și originale, care se menționează în continuare.

### *Contribuții teoretice:*

- s-a realizat un studiu amănunțit referitor la stadiul actual al cercetărilor legate de caracteristicile mecanice ale fibrelor de carbon și ale fibrelor de Kevlar (aramidă), ceea ce a condus la formularea principalelor avantaje și dezavantaje ale hibridizării acestor două tipuri de fibre (capitolul 2);
- s-a pus în evidență importanța utilizării materialelor compozite armate cu fibre de carbon și/sau Kevlar (aramidă) la întărirea elementelor structurale (grinzi din beton, grinzi din lemn sau panouri sandwich) utilizate în construcții civile sau în alte domenii (capitolul 2);
- utilizarea modelelor de calcul analitic pentru determinarea caracteristicilor mecanice de tracțiune și încovoiere (modulul de elasticitate  $E$ ) pentru structurile din material compozit hibrid armat cu țesătură din fibre de carbon și fibre de aramidă (capitolul 4 și capitolul 5);
- s-a realizat simularea numerică a solicitărilor mecanice de tracțiune și de încovoiere, pentru analiza stărilor de tensiune și de deformație care se dezvoltă în structurile din material compozit hibrid armat cu țesătură carbon-aramidă, iar rezultatele obținute au fost validate de rezultatele experimentale (capitolul 5);
- s-a realizat modelul numeric al grinzii din material compozit, armat cu țesătură carbon-aramidă, având secțiunea dreptunghiulară, cu pereți subțiri, formată prin îmbinarea a două

profile U, considerând proprietățile elastice determinate în teza de doctorat, pentru modelarea materialului (capitolul 7).

### ***Contribuții experimentale:***

- fabricarea prin tehnologia de formare manuală a plăcilor din material compozit hibrid armat cu țesătură carbon-aramidă, din care s-au debitat epruvetele necesare pentru încercările de tracțiune, de încoviere, de impact prin testul Charpy și de impact cu viteză mică prin cădere liberă (capitolul 5);
- proiectarea și confecționarea matrițelor metalice (profile de tip U), necesare pentru fabricarea grinzilor din material compozit hibrid armat cu țesătură carbon-aramidă (capitolul 7);
- fabricarea prin tehnologia de formare manuală a straturilor, a grinzilor din material compozit stratificat, armate cu țesătură hibridă aramidă-carbon, care au fost supuse la încercarea de încoviere combinată cu metoda corelării digitale a imaginilor (capitolul 7);
- determinarea caracteristicilor elastice și de rezistență prin încercarea de tracțiune care s-a realizat folosind concomitent atât mașina de încercare, cât și metoda optică de măsurare a deformațiilor prin corelarea digitală a imaginilor (capitolul 5);
- determinarea pentru probe fabricate din material compozit hibrid carbon-aramidă, studiat în această lucrare științifică, a următoarelor caracteristici mecanice și elastice: modulul de elasticitate longitudinal la tracțiune (modulul lui Young), modulul de elasticitate longitudinal la încoviere, rezistența la tracțiune, tensiunea normală maximă la încoviere, reziliența în solicitarea de impact prin testul Charpy (capitolul 5);
- determinarea valorilor coeficientului lui Poisson (coeficient de contracție transversală) în planul de armare, pentru materialul compozit armat cu țesătură carbon-aramidă, utilizând metoda corelării digitale a imaginilor (capitolul 5);
- procesarea datelor de absorbție în timpul imersiunii în apă și determinarea cu legea lui Fick, coeficientul de difuzie a apei în materialul compozit hibrid armat cu țesătură carbon-aramidă (capitolul 6);
- analiza comparativă privind comportarea în solicitarea de impact cu viteză mică (energie absorbită, moduri de rupere), a materialului compozit armat numai cu țesătură hibridă carbon-aramidă și a materialului compozit de tip sandwich, cu fețe armate cu aceeași țesătură carbon-aramidă și cu miez din cauciuc (capitolul 6);
- studiul influenței umidității asupra comportării în solicitarea de impact cu viteză mică (energie absorbită, deplasare, forță, moduri de rupere), a structurilor din materiale compozite armate cu țesătură hibridă carbon-aramidă, cu și fără miez din cauciuc (capitolul 6);
- utilizarea metodei corelării digitale a imaginilor (metoda DIC) pentru analiza experimentală a distribuției deplasărilor în cazul grinzilor din material compozit armat cu țesătură hibridă aramidă-carbon, solicitate la încoviere (capitolul 7);
- determinarea experimentală a săgeții maxime pentru grinzile din material compozit armat cu țesătură hibridă aramidă-carbon, folosind mașina de încercare și utilizarea rezultatelor pentru



validarea suplimentară a modelului numeric al grinzii, pe lângă validarea cu rezultatele obținute cu metoda optică de măsurare a deformațiilor prin metoda optică 3D de corelare a imaginilor (capitolul 7).



## BIBLIOGRAFIE

1. **Ursache, S.**, Cerbu, C., Hadăr, A., *Characteristics of Carbon and Kevlar Fibres, Their Composites and Structural Applications in Civil Engineering - A Review*. Polymers, 2024. **16**(1).
2. Jassal, M. and S. Ghosh, *Aramid fibres - An overview*. Indian Journal of Fibre & Textile Research, 2002. **27**(3): p. 290-306.
3. Manigandan, S., et al., *Numerical investigation of low velocity out of plane impact behavior of Kevlar composites*. Materials Today-Proceedings, 2019. **16**: p. 994-998.
4. Potluri, R., K.J. Paul, and B.M. Babu, *Effect of Silicon Carbide Particles Embedment on the properties of Kevlar Fiber Reinforced Polymer Composites*. Materials Today-Proceedings, 2018. **5**(2): p. 6098-6108.
5. Kevlar Aramid Fiber Technical Guide. Available online:  
[https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/safety/public/documents/en/Kevlar\\_Technical\\_Guide\\_0319.pdf](https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/safety/public/documents/en/Kevlar_Technical_Guide_0319.pdf)
6. Li, X.G. and Huang, M.R., *Thermal degradation of Kevlar fiber by high-resolution thermogravimetry*. Journal of Applied Polymer Science, 1999. **71**(4): p. 565-571.
7. Liu, X.Y. and Yu, W.D., *Evaluating the thermal stability of high performance fibers by TGA*. Journal of Applied Polymer Science, 2006. **99**(3): p. 937-944.
8. Rojstaczer, S., Cohn, D., and Marom, G., *Thermal-Expansion Of Kevlar Fibers And Composites*. Journal of Materials Science Letters, 1985. **4**(10): p. 1233-1236.
9. Dixit, P., Ghosh, A., and Majumdar, A., *Hybrid approach for augmenting the impact resistance of p-aramid fabrics: grafting of ZnO nanorods and impregnation of shear thickening fluid*. Journal of Materials Science, 2019. **54**(20): p. 13106-13117.
10. Minoshima, K., Tsuru, K., and Komai, K., *Influence of vacuum and water on tensile fracture behaviour of aramid fibres*. Damage and Fracture Mechanics: Computer Aided Assessment and Control, Southampton, UK, 1998. p. 595-604.
11. Ertekin, M., *Fiber Technology for Fiber-Reinforced Composites*. Woodhead Publishing, Sawston, UK, 2017. p. 153-167.
12. Krucinska, I. and Stypka, T., *Direct measurement of the axial Poisson ratio of single carbon-fibers*. Composites Science and Technology, 1991. **41**(1): p. 1-12.
13. Bhatt, P. and A. Goel, *Carbon Fibers: Production, Properties and Potential Use*. Material Science Research India, 2017. **14**(1): p. 52-57.
14. Newcomb, B.A., *Processing, structure, and properties of carbon fibers*. Composites part a-applied science and manufacturing, 2016. **91**: p. 262-282.
15. Goodhew, P.J., Clarke, A.J., and Bailey, J.E., *A Review of the Fabrication and Properties of Carbon Fibres*. Materials Science and Engineering, 1975. **17**(1): p. 3-30.
16. Huang, X.S., *Fabrication and Properties of Carbon Fibers*. Materials, 2009. **2**: p. 2369-2403.
17. Ou, R.X., et al., *Reinforcing effects of Kevlar fiber on the mechanical properties of wood-flour/high-density-polyethylene composites*. Composites Part A-Applied Science and Manufacturing, 2010. **41**: p. 1272-1278.
18. Alam, P., Mamalis, D., Robert, C., Floreani, C., Brádaigh, C.M.O., *The fatigue of carbon fibre reinforced plastics—A review*. Compos, Part B Eng, 2019. **166**: p. 555-579.
19. Dieter, L., et al., *Poisson Ratio Carbon Fibers At The Microscopic and the Nanoscopic Scale*. In Proceedings of the Carbon Conference, Providence, RI, USA, 11-16 July, 2004.

20. Zollner, M., et al., *Thermal resistance of carbon fibres/carbon fibre reinforced polymers under stationary atmospheric conditions and varying exposure times*. Waste Management, 2019. **85**: p. 327-332.
21. Chung, D.D.L., *Carbon fiber composites*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 1994. p. 65-78.
22. Xiao, H., Lu, Y., Zhao, W., and Qin, X., *The effect of heat treatment temperature and time on the microstructure and mechanical properties of PAN-based carbon fibers*. J. Mater. Sci, 2014. **49**: p. 794-804.
23. Pradere, C. and C. Sauder, *Transverse and longitudinal coefficient of thermal expansion of carbon fibers at high temperatures (300-2500 K)*. Carbon, 2008. **46**(14): p. 1874-1884.
24. Tye, L., *The tensile behavior of high-strength carbon fibers*. Microscopy and Microanalysis, 2016. **22**(4): p. 841-844.
25. Emmerich, F.G., *Young's modulus, thermal conductivity, electrical resistivity and coefficient of thermal expansion of mesophase pitch-based carbon fibers*. Carbon, 2014. **79**: p. 274-293.
26. Zhang, Z.H., et al., *Carbon Fibers with High Electrical Conductivity: Laser Irradiation of Mesophase Pitch Filaments Obtains High Graphitization Degree*. Acs Sustainable Chemistry & Engineering, 2020. **8**(48): p. 17629-17638.
27. Gupta, A., et al., *Effect of graphitization temperature on structure and electrical conductivity of polyacrylonitrile based carbon fibers*. Diamond and Related Materials, 2017. **78**: p. 31-38.
28. Sanjay, M.R., Arpitha, G.R., and B. Yogesha, B., *Study on Mechanical Properties of Natural - Glass Fibre Reinforced Polymer Hybrid Composites: A Review*. Materials Today-Proceedings, 2015. **2**(4-5): p. 2959-2967.
29. Xu, D.H., et al., *Analysis of the hybrid composite materials reinforced with natural fibers considering digital image correlation (DIC) measurements*. Mechanics of Materials, 2019. **135**: p. 46-56.
30. Dorey, G., Sidey, G.R., and Hutchings, J., *Impact properties of carbon fibre/Kevlar 49 fibre hybrid composites*. Composites, 1978. **9**: p. 25-32.
31. Cerbu, C., **Ursache, S.**, Botis, M.F., Hadăr, A. *Simulation of the Hybrid Carbon-Aramid Composite Materials Based on Mechanical Characterization by Digital Image Correlation Method*. Polymers, 2021. **13**(23).
32. **Ursache, S.**, Cerbu, C., Hadăr, A., Dumbrava, F., *Aspects regarding the mechanical characteristics of the carbon-Kevlar composite materials*. In Proceedings of The 9th International Conference on Advanced Composite Materials Engineering (COMAT), Brasov, 17 – 18 October, 2022.
33. Haidzir, H., et al., *Modal Properties of Hybrid Carbon/Kevlar Composite Thin Plate and Hollow Wing Model* Applied Mechanics and Materials Vols. 446-447 (2014) pp 597-601, 2013.
34. Karthik, K., et al., *Experimental investigation on the mechanical properties of Carbon/Kevlar fibre reinforced epoxy LY556 composites*. Materials today: Proceedings, 2021. **52**: p. 668-674.
35. Jang, B.Z., et al., *Impact Resistance And Energy-Absorption Mechanisms In Hybrid Composites*. Composites Science and Technology, 1989. **34**(4): p. 305-335.
36. Gustin, J., et al., *Low velocity impact of combination Kevlar/carbon fiber sandwich composites*. Composite Structures, 2005. **69**(4): p. 396-406.
37. Han, Y., Liu, H.B., and Guo. T., *Analysis of Bending Stiffness of Reinforced Concrete Beams Strengthened with Carbon Fiber Sheet*. International Conference on Civil, Architectural and Hydraulic Engineering (ICCAHE 2012), Zhangjiajie, China, 2012. p. 2887-2890.
38. Takeda, K., et al., *Flexural behaviour of reinforced concrete beams strengthened with carbon fibre sheets*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 1996. **27**(10): p. 981-987.

39. Chen, D., Y.D. Liao, and Y. Zhang, *Experimental Study of RC Beams Strengthened with Basalt Fiber Sheets*. Chinese-German Joint Symposium on Hydraulic and Ocean Engineering (Cg Joint 2010), 2010: p. 463-466.
40. Garcia, P.D., Escamilla, A.C., and Garcia, M.N.G., *Bending reinforcement of timber beams with composite carbon fiber and basalt fiber materials*. Composites, 2013. **55**: p. 528-536.
41. Shekarchi, M., Oskouei, A.V., and Raftery, G.M., *Flexural behavior of timber beams strengthened with pultruded glass fiber reinforced polymer profiles*. Composite Structures, 2020. **241**.
42. Sitorus, T., and S. Desharma. S., *Analysis and experiments of the effect of reinforcement of wood beam using carbon fiber reinforced polymer against bending strength*. 4th International Conference on Sustainable Civil Engineering Structures and Construction Materials (SCESCM), Yogyakarta, INDONESIA, 2018.
43. Zweben, C., *Flexural strength of aramid fiber composites*. Journal of Composite Materials, 1978. **12**(OCT): p. 422-430.
44. Singh, T.J., and S. Samanta, S., *Characterization of Kevlar Fiber and Its Composites: A Review*. Materials Today-Proceedings, 2015. **2**(4-5): p. 1381-1387.
45. Pandulu, G., Jayaseelan, R., and Jeganathan, S., *Performance of RCC Beams Laminated with Kevlar Fabric*. Jordan Journal of Civil Engineering, 2020. **14**(2): p. 225-237.
46. Tang, T.P., and Saadatmanesh, H., *Behavior of concrete beams strengthened with fiber-reinforced polymer laminates under impact loading*. Journal of Composites for Construction, 2003. **7**(3): p. 209-218.
47. Liu, W., et al., *Impact resistance of CFRP-reinforced wood beams under axial force using a digital image correlation method*. Composite Structures, 2021. **261**.
48. Cerbu, C., *Materialele compozite și mediul agresiv. Aplicații speciale*. 2006, Editura Universitatii Transilvania Brasov, Brasov.
49. Hadăr, A., *Structuri din compozite stratificate - Metode, algoritmi și programe de calcul*. 2002, Editura Academiei Romane, București.
50. Ever, J. Barbero., *Introduction to composite materials design*. 1998, CRC Publisher, USA. ISBN 978-1-138-19680-3.
51. Cerbu, C., and Curtu, I., *Mecanica și rezistența materialelor compozite*. 2009, Editura Universitatii Transilvania Brasov, Brasov.
52. Biț, C.S., Curtu, I., Crișan, R., *Rezistența materialelor și teoria elasticității: curs și aplicații, partea II -a*. 1998, Editura Universitatii Transilvania Brasov, Brasov.
53. Năstăsescu V., Bârsan Gh., *Elasticitate și Plasticitate : capitolul speciale*. 2021, Editura Academiei Forțelor Terestre "Nicolae Bălcescu", Sibiu. ISBN 978-973-153-429-9.
54. Ciofoaia, V., ș.a. *Metoda elementelor finite*. 2001, Editura Infomarket, Braşov. ISBN 973-8204-11-9.
55. Vlase, S., Teodorescu, H., Goia, I., Modrea, A., Scutaru, L., *Materiale compozite. Metode de calcul*. 2007, Editura Universitatii Transilvania Brasov, Brasov. ISBN 978-973-635-890-6.
56. Scutaru, L., Chiru, A., Vlase, S., Cofaru, C., Teodorescu, H., *Materiale plastice si compozite in ingineria autovehiculelor*. 2013, Editura Matrixrom, Bucuresti. ISBN 978-606-250-023-8.
57. Jiga, G. GH., *Noțiuni fundamentale în mecanica materialelor compozite*. 2004, Editura Atlas Press SRL, București. ISBN 973-7767-00-4.
58. Sorohan, S., Sandu, M., Sandu, A., Constantinescu, D.M., *Finite Element Models Used to Determine the Equivalent In-Plane Properties of Honeycombs*. Materials Today Proceedings, 2016. **3**(4): p. 1161-1166.
59. *Fisa tehnica - Țesătură SIGRATEx H W215-TW 2/2*.

60. **Ursache, S.**, Cerbu, C., Hadăr, A., Petrescu, H.A., *Effects of rubber core on the Mechanical Behaviour of the Carbon-Aramid Composite Materials Subjected Low-Velocity Impact Loading Considering Water Absorption*. Articol înregistrat la revista Materials, care este în procedura de recenzie.
61. *Fisa tehnica - Răşină epoxidică EPOLAM 2031*.
62. *SR EN ISO 527-4:2000 - Materiale Plastice. Determinarea proprietăţilor de tracţiune*.
63. *ISO 179-1:2000 - Materiale plastice. Determinarea caracteristicilor la şoc Charpy*.
64. *SR EN ISO 14125:2000 - Compozite de materiale plastice armate cu fibre. Determinarea proprietăţilor de încovoiere*.
65. Gilles, M., *Aramid Fibre*. Available online: <https://www.final-materials.com/gb/21-aramid-fibre> (accessed on 28.06.2024).
66. *Fisa tehnica - Placă tehnică din cauciuc de uz general economică*.
67. *Fisa tehnica - Adeziv epoxidic bicomponent BIZON*.
68. EN ISO 6603-2:2000 - Materiale plastice. Determinarea comportării la şoc prin perforare a materialelor plastice rigide. Partea 2: Încercarea la şoc instrumental.
69. EN ISO 7765-2:2022 - Plastic film and sheeting. Determination of impact resistance by the free -falling dart method - Part 2: Instrumented puncture test.
70. SR EN ISO 62:2008 - Materiale Plastice. Determinarea abosrbţiei de apă.
71. Cerbu, C., and Cosereanu, C., *Moisture Effects on the Mechanical Behavior of Fir Wood Flour/Glass Reinforced Epoxy Composite*. BIORESOURCES, 2016. **11**(4): p. 8364-8385.
72. Naceri, A., *An analysis of moisture diffusion according to Fick's law and the tensile mechanical behavior of a glass-fabric-reinforced composite*. Mechanics Of Composite Materials, 2009. **45**(3): p. 331-336.
73. Coutu; D., V., B., P., T., C., F., *Experimental validation of the 3D numerical model for an adaptive laminar wing with flexible extradors*. In Proceedings of the The 18th International Conference of Adaptive Structures and Technologies, 3-5 October, 2007, Ottawa, Ontario, Canada.