



UNIUNEA EUROPEANĂ



GUVERNUL ROMÂNIEI



Fondul Social European  
POSDRU 2007-2013



Instrumente Structurale  
2007-2013



MINISTERUL  
EDUCAȚIEI  
NAȚIONALE

OIPOSDRU



Universitatea Politehnica  
din București

**Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați**  
**Școala doctorală de Inginerie**



# **TEZĂ DE DOCTORAT**

## **CONTRIBUȚII LA STUDIUL EXPERIMENTAL ȘI NUMERIC AL PACHETELOR DE PROTECȚIE BALISTICĂ CU FIBRE ARAMIDICE**

### **REZUMAT**

**Doctorand**  
**Ing. Cătălin Pîrvu**

**Seria I 6: Inginerie Mecanică**  
**GALAȚI**  
**2015**

**ROMÂNIA**  
MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE  
UNIVERSITATEA „DUNĂREA DE JOS” DIN GALAȚI



C 13339/3 M. 2015

C ă t r e

Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați vă face cunoscut că, în data de **02.12.2015**, ora **10.00**, în **sala D 12 a Facultății de Inginerie**, va avea loc susținerea publică a tezei de doctorat intitulată: „**CONTRIBUȚII LA STUDIUL EXPERIMENTAL ȘI NUMERIC AL PACHETELOR DE PROTECȚIE BALISTICĂ CU FIBRE ARAMIDICE**”, elaborată de doamna/domnul **PÎRVU CĂTĂLIN**, în vederea conferirii titlului științific de doctor în domeniul de doctorat **Inginerie mecanică**.

Comisia de doctorat are următoarea componență :

- 1. Președinte** **Prof.dr.ing. Iulian-Gabriel BÎRSAN**  
Rector - Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
- 2. Conducător de doctorat** **Prof.dr.ing. Lorena DELEANU**  
Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
- 3. Referent oficial** **Prof.dr.ing. Vasile NĂSTĂSESCU**  
Academia Tehnică Militară din București
- 4. Referent oficial** **Cercet.șt.gr.I dr.ing. Cătălin NAE**  
Institutul Național de Cercetare-Dezvoltare aerospațială Elie Carafoli (INCAS) București
- 5. Referent oficial** **Conf.dr.fiz. Gabriel MURARIU**  
Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați

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

**Rector**  
Prof. dr. ing. Iulian Gabriel BÎRSAN

## **Mulțumiri**

Lucrarea a fost realizată în cadrul proiectului “Excelență în cercetare prin burse doctorale și postdoctorale - ExcelDoc” POSDRU/159/1.5/S/132397 și cu sprijinul Stimpex SA București, Scientific Research Center for CBRN Defense and Ecology, București și Institutului Național de Cercetări Aerospațiale "Elie Carafoli" (INCAS) din București.

Mulțumesc doamnei profesor dr. ing. Lorena Deleanu pentru sprijinul acordat, sugestiile și recomandările importante primite, pentru susținerea morală.

Pentru consiliere în realizarea testelor balistice vreau să mulțumesc doamnei dr. ing. Simona Badea și dr. ing. Claudiu Lăzăroaie (Centrul de Cercetare Științifică pentru Apărare CBRN și Ecologie - CCȘACBRNE).

Mulțumiri d-lui ing. Marcel Istrate, directorul firmei Stimpex SA București, pentru că fără consilierea și echipamentele cu care este dotată firma nu aș fi reușit să realizez probele necesare studiului experimental.

Vreau să le mulțumesc colegilor de la INCAS, ing. dr. Corneliu Stoica, dr. ing. Mihai Leonida Niculescu, ing. Mihai Victor Pricop, pentru suportul acordat în rularea modelului teoretic și utilizarea camerei de filmare rapidă. Tot pentru consiliere și informații utile, mulțumesc d-lui ing. Florian Vlădulescu de la INAS Craiova.

Mulțumiri domnului dr. ing. Vasile Năstăsescu (Academia Tehnică Militară) pentru îndrumare privind interpretarea rezultatelor obținute.

Școala Doctorală de Inginerie a oferit un sprijin financiar și logistic pentru această lucrare.

Mulțumiri doamnei fizician dr. Alina Cantaragiu (Universitatea “Dunărea de Jos” din Galați) pentru consiliere în utilizarea microscopiei electronice în investigarea probelor.

Autorul



## Cuprins

	Pagina
<b>Cuprins</b> .....	<b>5</b>
<b>Cap. 1. Stadiul actual în domeniul protecției balistice</b> .....	<b>7</b>
1.1. Despre protecția balistică .....	7
1.2. Armuri individuale și pachete balistice .....	7
1.3. Standarde în domeniul protecției balistice .....	9
1.4. Teoria impactului .....	10
1.4.1. Principii în teoria impactului .....	10
1.4.2. Modelul la impact, elaborat de Alekseevskii-Tate .....	12
1.5. Abordări pentru analiza performanțelor pachetelor de protecție balistică .....	15
1.6. Stadiul actual privind protecția balistică a pachetelor din fibre aramidice .....	17
1.6.1. Fibre utilizate în protecția balistică .....	17
1.6.2. Fibre aramidice .....	17
1.7. Factori care influențează rezistența la impact .....	19
1.8. Concepte pentru îmbunătățirea rezistenței la impact balistic.....	22
1.9. Concluzii și direcții de cercetare .....	23
1.10. Obiectivele principale ale tezei .....	24
<b>Cap. 2. Organizarea tezei (nu este în rezumat)</b> .....	<b>-</b>
<b>Cap. 3. Modelarea procesului de impact dintre un pachet de protecție balistică și glonț</b> .....	<b>25</b>
3.1. Introducere .....	25
3.2. Rețele folosite în simularea numerică a impactului .....	25
3.3. Analiza neliniară a sistemelor mecanice utilizând MEF .....	27
3.3.1. Tipuri de neliniarități .....	27
3.3.2. Neliniarități de material .....	28
3.3.3. Relații constitutive pentru materiale .....	28
3.4. Un model al impactului balistic fir - glonț, la nivel micro .....	29
3.4.1. Modelarea impactului dintre un glonț și un fir aramidic în matrice de PE .....	29
3.4.2. Etape în distrugerea firului și validarea mecanismului de distrugere a firului aramidic .....	32
3.5. Simularea răspunsului balistic al unei plăci din material izotrop cu ajutorul metodei elementelor finite.....	37
3.5.1. Modelul pentru o placă omogenă și glonț .....	37
3.5.2. Modelul constitutiv pentru materiale .....	38
3.5.3. Rezultate și comentarii .....	38
3.6. Modelul pachetului balistic format din straturi cu frecare între ele .....	41
3.7. Concluzii .....	49

<b>Cap. 4. Realizarea pachetelor balistice cu semifabricate din fibre aramidice .....</b>	<b>50</b>
4.1. Semifabricatele utilizate la realizarea pachetelor balistice cu fibre aramidice .....	50
4.2. Procesul de realizare a pachetelor balistice .....	51
4.2.1. Procesul de realizare a pachetelor rigide .....	51
4.2.2. Metodologia de realizare a unor pachete balistice frontale pentru veste exterioare de tip IIA și II (flexibile) .....	52
<b>Cap. 5. Testarea pachetelor balistice pe bază de fibre aramidice, la impact balistic cu glonț de 9 mm FMJ .....</b>	<b>54</b>
5.1. Introducere .....	54
5.2. Sistemul de testare .....	55
5.3. Procedura de testare .....	56
5.4. Analiza rezultatelor privind protecția balistică a pachetelelor rigide .....	57
5.5. Analiza rezultatelor obținute pentru pachetele flexibile .....	63
5.5.1. Studiul pe fotografii la nivel macro .....	63
5.5.2. Analiza statistică a adâncimii urmei din materialul suport (BFS) .....	70
5.6. Concluzii asupra performanțelor balistice ale pachetelor flexibile.....	73
<b>Cap. 6. Concluzii și contribuții personale .....</b>	<b>74</b>
6.1. Importanța temei .....	74
6.2. Concluzii finale .....	75
6.3. Contribuții personale .....	75
6.4. Direcții de cercetare .....	76
Bibliografie .....	77
Lista de lucrări elaborate de autor .....	83

# Capitolul 1.

## Stadiul actual în domeniul protecției balistice

### 1.1. Despre protecția balistică

Încă din zorii istoriei, oamenii au trebuit să se protejeze, individual sau în grup, de amenințări ale naturii sau a altor comunități, au dorit să-și protejeze bunurile. Războiul a fost și rămâne o escaladare a conflictelor de natură economică și socială, iar protejarea soldaților, civililor și echipamentelor civile sau militare este o activitate care se „împletește” cu dezvoltarea mijloacelor de distrugere. Dinamica acestor conflicte, de la cele din antichitate și până la varianta contemporană, care include terorismul, presupune expunerea la amenințări / proiectile de mare viteză (gloanțe, fragmente de proiectile rezultate din explozii etc.).

În ultimele decenii, mediul universitar și de cercetare a lucrat pentru îmbunătățirea materialelor individuale de protecție, un argument fiind importanța protejării personalului din poliție, justiție etc., nu numai a celui militar. În domeniul cercetărilor privind protecția individuală, accesul la informații este diferit față de domeniile de activitate civilă. Există informații clasificate, dar și informații disponibile sub formă de rapoarte, articole, broșuri ale producătorilor de semifabricate și produse finite, standarde și reglementări la nivel național, de alianțe economice (cum ar fi Uniunea Europeană) sau de alianțe militare (NATO), comunicări ale utilizatorilor din armată, din poliție și justiție sau din mediul academic.

### 1.2. Armuri individuale și pachete balistice

Armurile individuale (câteva exemple în Fig. 1.1) [41], [13] [130], [69], [12], [62] [67], [103] pot fi flexibile sau rigide (prin utilizarea unor inserții din materiale rigide sau plăci de oțel, aluminiu, ceramică sau Kevlar).



Vestă cu țesătură de poliamidă .  
(USA, Nylon)

Vestă din fire de Kevlar, utilizată  
în Germania (BW)

Vestă utilizată de trupele SAS din  
Marea Britanie (Kevlar)

Fig. 1.1 Veste de protecție balistică [41]

Armurile individuale flexibile pot fi:

a) de corp (clasa I), care au aspectul unui maiou gros și se poartă sub îmbrăcămintea obișnuită, protejând intim toracele, față, spate și lateral, până la baza șoldului, pe o suprafață de  $0,45 \text{ m}^2$ . Ele sunt realizate din 7-10 straturi de țesături aramidice, având o grosime de  $1,5 \div$

2 mm și straturi din pâslă aramidică pe suport de elastomer poros. De regulă, masa lor nu depășește  $1,5 \div 2$  kg.

b) exterioare (clasa a II-a), care au un număr de  $20 \div 25$  straturi, putând proteja în afară de torace și abdomenul, gâtul, umerii și chiar zona pelviană. Există variante de veste la care toracele este protejat clasa a II-a, iar mâinile clasa I.

Armurile individuale blindate sunt veste rigide, în construcția lor utilizându-se inserții de material de blindaj rigid. Ele se împart în două clase: clasa a III-a și clasa a IV-a de protecție.

Descoperirea fibrelor organice de înaltă rezistență a revoluționat conceptul despre echipamentul de protecție individuală [7], [99], [113], [144], [147], [20], [44], [48], [63], [64], [76], [90], [102], [117], [118]. Aceste fibre au un set caracteristici unice, incluzând:

- rezistența la rupere la tracțiune mare,
- modul de elasticitate mare,
- deformație relativă la rupere mică,
- rezistență la unele substanțe chimice, cum ar fi lubrifianți, combustibili etc., care sunt utilizate în industriile interesate de protecție la impact (industria automobilului și aeronautică).

Spre deosebire de alte domenii, evaluarea echipamentului de protecție împotriva proiectilelor se face în termeni “oprește total proiectilul” sau nu. Dacă pentru proiectilele specificate, echipamentul le oprește și îndeplinește și alte condiții cum ar fi deformarea materialului-suport, în anumite condiții de mediu și temperatură, echipamentul este certificat. Apariția unui alt tip de amenințare (alt proiectil) va implica, evident, alte teste și re-proiectarea echipamentului astfel încât să reziste acestei noi amenințări. Uzura morală a acestui tip de echipament depinde în mare măsură de amenințările cărora trebuie să-i facă față, și de viteza cu care industria este capabilă să inventeze și să realizeze la scară convenabilă noile materiale și echipament, și mai puțin de aspecte economice.

Ierarhizarea armurilor se face pe baza testării limitei balistice  $V_{50}$  - limita la care glonte testate are o probabilitate de penetrare de 50%, pe baza energiei absorbite de țintă.

Echipamentele de protecție se pot clasifica în:

- echipament individual de protecție, ușor
- echipament individual de protecție, greu (dur).

După materialele participante la realizarea echipamentelor de protecție (individuale și tip blindaj, acestea se pot clasifica în:

- **sisteme cu un singur tip de material, (fibre organice, aliaje metalice, ceramice);**
- **sisteme hibride:**

metal-materiale compozite pe bază de fibre organice [56] sau minerale [21], [57], [104], [105], [139], [151],

metal - ceramică [51], [85], [119],

materiale compozite - ceramică [58] [137],



ceramică [92], [93], [123], [153],  
metal – ceramică – compozite.

O atenție deosebită este acordată particularizării soluției după talia și sexul utilizatorului [149], [141].

În continuare autorul va prezenta câteva dintre soluțiile de materiale compozite și hibride destinate să asigure protecție la amenințările descrise mai sus.

### 1.3. Standarde în domeniul protecției la impact balistic

Standardele și programul de testare sunt de bază în omologarea unui nou produs în acest domeniu [101].

Cele mai utilizate teste, specificații, proceduri specifice, operaționale și instrucțiuni de lucru la care se va face referire în cadrul experimentărilor realizate pe echipamentele de protecție balistică individuală sunt: NIJ 0101.04/2000: Ballistic resistance of Personal Body armor; STANAG 2920: Ballistic Test Method For Personal Armour Materials And Combat Clothing; STP/M 40202/99, 40202/1-2000 Materiale și mijloace individuale de protecție balistică. Teste balistice. Verificarea rezistenței balistice la acțiunea gloanțelor. Partea I; PS-LIPBP- 01: Determinarea rezistenței la gloanțe a materialelor și echipamentelor de protecție balistică, CCȘACBRNE; STP/M 40203-98: Protecție balistică individuală. Termeni și definiții; NIJ 0108.01: Ballistic resistant protective materials; 1000.4: Instrucțiuni privind procesele de testare, evaluare și omologare a produselor, București, 2006.

Armurile individuale acoperite de acest standard sunt clasificate în cinci tipuri (IIA, II, IIIA, III, IV) în funcție de performanța balistică (Tabelul 1.1) iar o clasă specială de teste este definită cu scopul de a permite validarea unei armuri împotriva unor amenințări care nu sunt acoperite de cele cinci clase.

**Tabelul 1.1.** Numărul de focuri și lovituri conform procedurii pe o probă de armură (extras din NIJ, 2008 [159])

Tipul de armură	Rundă de teste	Focuri corect executate pe rundă de teste	Număr cerut de probe de armură completă	Numărul cerut de pachete de armură	Focuri cerute, corect executate, pe pachet	Maximum numărului de focuri permise pe pachet	Focuri acceptate corecte pentru o mărime de probă
IIA	1	24	2	4	6	8	48
	2	24	2	4	6	8	
II	1	24	2	4	6	8	48
	2	24	2	4	6	8	

**Tipul IIA** (9 mm; .40 S&W) Tipul de armură IIA care este noua și necunoscută trebuie testată cu glonț de 9 mm Full Metal Jacketed Round Nose (FMJ RN) cu o masă specificată de 8,0 g și o viteză de 373 m/s  $\pm$  9,1 m/s și cu glonț de 0,40 S&W Full Metal Jacketed (FMJ) cu o masă specificată de 11,7 g și o viteză de 352 m/s  $\pm$  9,1 m/s.

**Tip II** (9 mm; .357 Magnum) Tipul II de armură care este nou și necunoscut trebuie testat cu glonț de 9 mm FMJ RN cu o masă specificată de 8,0 g și la o viteză de  $398 \text{ m/s} \pm 9,1 \text{ m/s}$  și cu glonț .357 Magnum Jacketed Soft Point (JSP) cu o masă specificată de 10,2 g și cu o viteză de  $436 \text{ m/s} \pm 9,1 \text{ m/s}$ .

Penetrarea este considerată orice impact pentru care proiectilul trece prin armură. Penetrarea poate fi inclusă într-una din categoriile: o oprire sau o perforare. Rezultatul unui impact balistic este considerat o oprire sau o penetrare parțială dacă:

- întreg proiectilul este capturat în armură sau ricoșat (deflectat) din armură și
- niciun fragment din proiectil sau din armură nu a fost îngropat în materialul suport.

Dacă orice fragment sau parte a proiectilului trece prin armură, rezultatul este considerat o perforare sau o penetrare completă. Deși termenii de penetrare și penetrare completă nu sunt utilizați în NIJ Standard-0101.06 din 2008, aceștia sunt încă în uz în limbajul specific laboratoarelor și pentru compatibilitate cu standardele militare.

Perforarea este rezultatul oricărui impact care creează o gaură la trecerea prin armură și poate fi evidențiată prin:

- prezența proiectilului, a unui fragment de proiectil sau a unui fragment de armură în materialul suport (plastilină),
- o gaură care trece prin armură și / sau prin materialul suport,
- orice fragment sau porțiune de glonț care este vizibil(ă) dinspre spatele armurii.

## **1.4. Teoria impactului**

### **1.4.1. Principii în teoria impactului**

În domeniul impactului mecanic și, în particular, al impactului balistic sunt de referință următoarele lucrări [2], [12], [15], [17], [73], [83], [155].

Un glonț trebuie să aibă o energie cinetică considerabilă pentru a atinge ținta și a o penetra. În termeni ai balisticii terminale, lucrul mecanic implică toate aspectele legate de interacțiunea glonț-țintă. O parte din energie se pierde prin căldură, o parte prin frecare, altă parte prin viteza de rotație a glonțului, prin deformarea elastică și plastică a glonțului și ținte.

Elementele de bază ale energiei cinetice sunt date de viteza de rotație (unghiulară) și de cea axială (liniară). Oricum este relevant de observat faptul că energia cinetică dată de viteza unghiulară este doar aproximativ 0,5% din energia cinetică axială, deci efectul este aproape insignifiant.

Deformarea glonțului este cea mai semnificativă sursă de pierdere a energiei.

Energia necesară expansiunii sau fragmentării nu este utilizată pentru penetrare. Dacă glonțul nu este suficient de tare pentru a suporta forțele apărute la impact, se va deforma pe timpul traseului în țintă. Această deformare poate lua forma expansiunii, a fragmentării, a separării cămășii, a aplatizării etc.

Un glonț care lovește ținta posedă o masă de impact  $m_i$  (kg) și viteză  $v_i$  (m/s). Energia cinetică a glonțului  $E_i$  (J) este definită ca:

$$E_i = \frac{m_i v_i^2}{2} \quad (1.1)$$

Energia de impact  $E_i$  este disipată parțial în țintă și efectuează un lucru mecanic asupra ei. Din ecuația (1.1) se observă că, atât masa, cât mai ales viteza, influențează mărimea energiei cinetice.

Dacă energia nu se disipă în țintă fiind protejată de o vestă anti-glonț, se consumă altfel și poate fi exprimată ca:

$$E_r = E_i - E_{def} - E_d \quad (1.2)$$

unde  $E_r$  este energia cinetică reziduală,  $E_i$  energia de impact,  $E_{def}$  energia utilizată de glonț pentru a se deforma și  $E_d$  energia disipată în material.

Dacă  $E_i$  trebuie să fie semnificativă,  $E_{def}$  și  $E_d$  trebuie maximizate pentru a minimiza  $E_r$ . Energia reziduală este un factor semnificativ care descrie momentul în care glonțul pătrunde și iese din ținta inițială, continuându-și zborul. Din cauza materialului anti-glonț,  $E_r$  tinde la 0, ceea ce face ca relația (1.2) să devină:

$$E_i = E_{def} + E_d \quad (1.3)$$

Energia cinetică disipată  $E_d$  poate fi crescută prin instabilitatea glonțului, deformare și fragmentare.

Cantitatea de energie cinetică pierdută de glonț depinde de patru factori. Primul îl reprezintă cantitatea de energie cinetică pe care o are glonțul în momentul impactului. Aceasta depinde de viteza și greutatea glonțului. Al doilea factor, unghiul de deviere a glonțului în momentul impactului, este definit ca fiind devierea axei longitudinale a glonțului de la traiectorie. Când un glonț este tras dintr-o țevă ghintuită, ghintul va imprima glonțului o mișcare de rotație. Gradul de deviere a glonțului depinde de caracteristicile fizice ale acestuia (lungime, diametru, densitatea în secțiune), valoarea pasului ghintului și de densitatea aerului. Deși mișcarea de rotație a glonțului în lungul axei sale se consideră a fi suficientă pentru stabilizarea glonțului în aer, este insuficientă pentru stabilizarea glonțului în momentul penetrării. Cel de-al treilea factor care influențează cantitatea de energie cinetică pierdută îl reprezintă însuși glonțul, mai precis calibrul, construcția și configurația sa. Gloanțele cu vârful teșit sunt mai puțin eficiente decât gloanțele cu vârf ascuțit. Calibrul glonțului și forma acestuia (teșitura vârfului) prezintă importanță deoarece determină valoarea inițială a ariei de interferență dintre glonț și țesătura și, astfel, "frânarea" glonțului. Forma și calibrul pierd din importanță atunci când intervin deformări mari ale glonțului. Gradul de deformare depinde atât de construcția glonțului (prezența sau absența cămășii; lungimea, grosimea și duritatea materialului cămășii; duritatea plumbului folosit pentru confecționarea glonțului) cât și de viteza glonțului. Cea de a patra caracteristică care determină cantitatea de energie cinetică

pierdută de un glonț se referă la densitatea, duritatea și elasticitatea țesăturii lovită de glonț, dar și de mărimea suprafeței de impact.

#### 1.4.2. Modelul la impact, elaborat de Alekseevskii și Tate

Teoria impactului a fost dezvoltată și de Alekseevskii [3] și Tate [138], punând accentual pe penetratoare din tije lungi, cu lungime mare în raport cu diametrul, în general, din material de înaltă rezistență și densitate, cum ar fi cum ar fi aliaje din wolfram. Din cauza formei penetratorului, acesta prezintă o mare capacitate de penetrare având o mare energie cinetică în raport cu suprafața secțiunii transversale.

Pe baza observațiilor experimentale, Eichelberger și Gehring [47] au sugerat că procesul de penetrare ar putea fi împărțită în patru faze:

(1) **faza de tranziție**: imediat după impactul inițial, o presiune foarte mare apare la interfața proiectil-țintă; nu există nicio undă de rarefiere de la suprafața liberă și numai volumele de materiale apropiate de interfața proiectil-țintă sunt afectate; această fază se caracterizează printr-o durată foarte mică și adâncimea de penetrare pe durata acesteia este mică, unii cercetători chiar neglijând-o;

(2) **faza primară** (Fig. 1.2) are o contribuție semnificativă în impact, în special asupra adâncimii de penetrare totale: presiunea creată pe interfață și viteza de penetrare sunt stabilizate, și de aceea această fază se mai numește “penetrare în stare cvasi-stabilizată”; proiectilul continuă să se deformeze, să se erodeze, poate pierde sau nu masă și la interfața proiectil-țintă se generează un strat foarte subțire care se comportă ca un fluid pe măsură ce proiectilul continuă să penetreze ținta;

(3) **faza a treia sau faza penetrării secundare** materialul erodat al proiectilului și ce a mai rămas din acesta continuă să penetreze ținta; aceasta a acumulat energie cinetică pe durata penetrării, ceea ce produce în continuare deformarea țintei (numită deseori și deformare după curgere - “after flow”). Pe durata acestei faze, presiunea la interfața proiectil-țintă și viteza de penetrare scad rapid;

(4) **faza de revenire**: include revenirea materialului țintei, care este relativ mică.

În unele abordări, faza de tranziție și faza de revenire se consideră neglijabile, cei mai mulți cercetători acordând atenție fazei primare.

Ecuția modificată unidimensională a lui Bernoulli, propusă de Tate [138] și Alekseevskii [3], este cea mai utilizată teorie pentru impact și a devenit referința pentru penetratoarele în formă de tijă lungă în ținte semi-infinite:

$$\frac{1}{2} \rho_p (v - u)^2 + Y_p = \frac{1}{2} \rho_t u^2 + R_t \quad (1.4)$$

în care  $\rho_p$  și  $\rho_t$  sunt, respectiv, densitatea penetratorului și densitatea țintei,  $v$  este viteza cozii proiectilului,  $u$  este viteza de penetrare,  $Y_p$  rezistența proiectilului,  $R_t$  este definită ca rezistența țintei. Modelul Tate [138] și Alekseevskii [3] a fost dezvoltat în ipoteza că

materialul țintei și materialul proiectilului se comportă ca un fluid lângă interfața proiectil-țintă iar coada proiectilului rămâne rigidă.

O ipoteză simplificatoare este aceea că se ignoră trecerea de la rigid la fluid. Pe baza datelor experimentale, Tate [138] și apoi Walters [143] au evidențiat că  $Y_p$  și  $R_t$  au același ordin de mărime cu limitele elastice în modelul Hugoniot (HEL) pentru proiectil și, respectiv, țintă.  $R_t$  este de câteva ori mai mare decât limita de curgere a țintei din cauza constrângerilor laterale. Așa cum subliniază și Lan și Wen [82],  $R_t$  nu este constantă pe durata procesului de impact și, deci, este o variabilă dependentă de viteza de impact, de materialul țintei și de caracteristici geometrice ale acesteia.

Figura 1.2 prezintă schematic zonele din materialul țintei, pe durata impactului:

- zona de curgere (colorată în gri pe figură),
  - zona cu deformare plastică,
  - zona cu deformare elastică;
- în materialul proiectilului
- zona de curgere (colorată în alb pe figură),
  - zona rigidă.

Punctele A, O și B sunt rezultatul interconectării zonelor

descrise mai sus, cu mențiunea că acestea se pot “plimba” pe direcția axei impactului (și proiectilului):

- A - interfața rigid - fluid a proiectilului,
- B- interfața zonă cu deformare plastică - zonă cu deformare elastică,
- O - interfața proiectil - țintă.

În regiunile de curgere, atât materialul penetratorului, cât și cel al țintei sunt considerate fluide incompresibile nevâscoase, o ipoteză simplificatoare care, în unele cazuri practice, este contrazisă de date și investigații experimentale. Se presupune și că viteza particulelor și tensiunile la interfața FP sunt continue pe direcții normale,  $u$  este viteza proiectilului pe durata impactului iar  $v$  este viteza cozii nedeformate a proiectilului

Ipotezele acceptate de Lan și Wen [82] pentru axa centrală sunt:

1. Există o viteză critică  $U_{F0}$ ; atunci când viteza de penetrare  $u$  atinge această valoare, apare o regiune de curgere în țintă (mai precis, se creează un strat foarte subțire în țintă, la interfața țintă - penetrator, în care materialul este fie în stare fluidă din cauza formării de benzi de forfecare adiabatice sau materialul poate fi apreciat ca fiind în stare fluidă din cauza pierderii rezistenței la forfecare), altfel ar fi numai regiuni cu deformații elastice și plastice. Ipoteza s-a bazat inițial pe date experimentale pentru teste de impact de compresiune-forfecare și în ultimul timp pe simulări numerice; în starea critică, atunci când  $u = U_{F0}$ , nicio

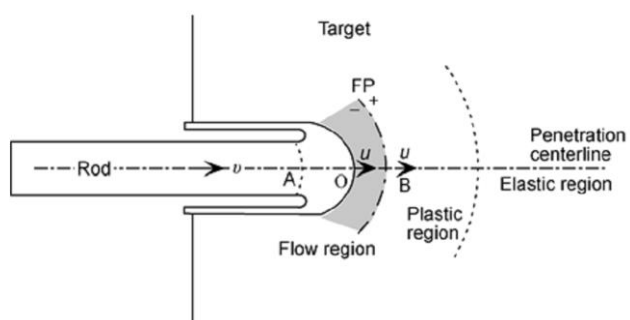


Fig. 1.2. Zonele caracteristice procesului de impact în materialul țintei [82]

particulă nu trece prin interfața FP și în poziția B, viteza critică este egală cu viteza particulei,  $\delta(u) = U_{F0}$ ,  $\delta(u)$  fiind viteza particulei în poziția B, ca o funcție a vitezei  $u$  pe domeniul  $[U_{F0}, +\infty]$

2. Dacă  $u > U_{F0}$ , atunci viteza interfeței FP de-a lungul direcției de penetrare este egală cu  $u$ , rezultând că lățimea zonei de curgere rămâne constantă pe durata impactului și, deci, că se poate aplica legea lui Bernoulli, care este aplicabilă doar în regim de curgere stabilizat.

3. Modelul cu cavitate în dezvoltare se aplică pentru câmpuri de deplasări și viteze caracteristice regiunilor deformate elastic și plastic.

4.  $\delta(u)$  descrește cu creșterea lui  $u$  și tinde la zero când  $u$  tinde la infinit, matematic putându-se scrie:

$$\frac{d\delta}{du} \leq 0 \quad (1.5)$$

$$\delta(+\infty) = 0 \quad (1.6)$$

Simulări numerice recente au evidențiat că la creșterea vitezei de impact, gradientul vitezei particulei lângă interfața proiectil - țintă este mult mai abrupt și cu cât particula este mai aproape de interfață, cu atât curgerea este mai dinamică.

5. Pe măsură ce penetratorul decelerează, presiunea caracteristică poziției O descrește cu descreșterea vitezei  $u$ . Deci, presiunea în poziția O este o funcție monoton crescătoare de  $u$ .

Adâncimea totală de penetrare ( $DOP$ ) este dată de însumarea adâncimii de penetrare în faza primară ( $DOP_{primar}$ ) și adâncimea de penetrare cauzată de faza după-curgere sau de expansiune inerțială ( $DOP_{dupa\ curgere}$ ). Fie  $l$  lungimea părții rigide a proiectilului,  $A_0$  - aria inițială a acestuia,  $L_0$  - lungimea inițială și  $V_0$  - viteza proiectilului chiar înainte de a atinge ținta; s-a notat cu  $t$  timpul.

$$DOP_{primar} = \frac{\rho_p}{Y_p} \int_0^t u \cdot l \cdot dv = \frac{\rho_p L_0}{Y_p} \int_{V_{ID}}^{V_0} u \cdot e^{\int_{V_0}^v \frac{\rho_p}{Y_p} (\pi - u) dv} \cdot dv \quad (1.7)$$

$$DOP_{dupa\ curgere} = \frac{D_c}{4} \left[ \left( 1 - \frac{3\rho_t U_0^2}{2R_{spt}} \right)^{\frac{1}{3}} - 1 \right] \quad (1.8)$$

în care  $U_0$  este viteza de penetrare corespunzătoare vitezei inițiale de impact  $V_0$  și  $R_{spt}$  este evaluată cu relația

$$R_{spt} = \frac{2Y}{3} \left[ 1 + \ln \left( \frac{2E}{3Y} \right) \right] \quad (1.9)$$

în care  $E$  este modulul lui Young,  $Y$  - limita de curgere a materialului țintei.  $D_c$  este diametrul craterului:

$$\left(\frac{D_c}{D}\right) = 1 + \frac{2\rho_p(V_0 - U_0)^2}{Y\left[\frac{2}{3} + \ln\left(\frac{2E}{3Y}\right)\right]} \quad (1.10)$$

$D$  fiind diametrul inițial al secțiunii cozii penetratorului.

Ținând seama de [138] și [3], rezistența țintei este:

$$R_t = -\rho_t u U_{F0} \cdot e^{-\left(\frac{u - U_{F0}}{nU_{F0}}\right)^2} + S + 2\rho_t U_{F0}^2 e^{-2\left(\frac{u - U_{F0}}{nU_{F0}}\right)^2} \quad (1.11)$$

Datele experimentale ale lui McHenry [91] și Silsby (Fig. 1.3) [125] confirmă că modelul acesta este apropiat de realitate și că valorile pentru  $n$  nu influențează într-un mod semnificativ rezultatele calculate și poziționarea lor față de datele experimentale.

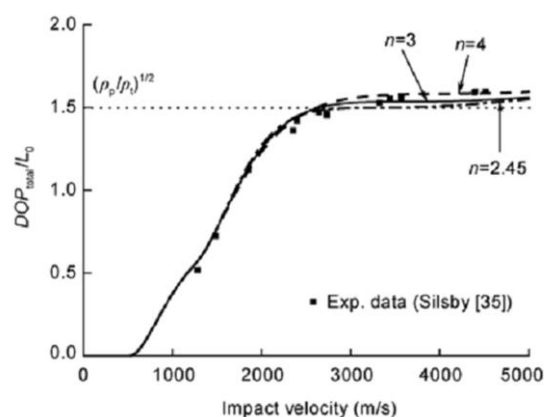


Fig. 1.3 Valori calculate cu modelul Tate-Alekseevskii și date experimentale [125]

### 1.5. Abordări pentru analiza performanțelor pachetelor de protecție balistică

În funcție de teoria și metodele aplicate, modelele pentru pachete balistice se pot clasifica astfel:

- **modele analitice** [27], [29], [86], [95], [124], [142], [148];

- **modele numerice:**

țintă placă, [18], [25],

placă metalică [65], [66], [68], [88], [114], [115], [154], [94],

multi strat [16], [53] și compozite [32], [42], [79], [87], [96], [126], [131], [133], [133], [135], [74],

țesături [36], [59], [71], [112], [120],

- **modele empirice** [119], [34], [80], [122], [72], [150], [71],

- **modele experimentale** [32], [39], [40], [50], [70], [124], [136].

Pe baza investigațiilor pe sistemele testate la impact pe țesături balistice, cercetătorii au descoperit noi mecanisme de absorbție a energiei și de distrugere și au putut cuantifica influența unor parametri asupra răspunsului balistic [50], [70], [120], [131], [132], [140], experimente pentru a evidenția comportarea diferită a materialelor la viteze mari de deformare [4], [39], [61], [135].

Colakoglu, Soykasap și Özek [32] a raportat proprietățile balistice ale compozitelor din Kevlar 29/Polivnil Butiral și polietilenă, folosite pentru armuri ușoare, determinate experimental dar și numeric. BFS au fost apropiate ca valoare, dar vitezele limită au fost diferite: pentru pachetul de Kevlar 29/Polivnil Butiral,  $V_{50}=680$  m/s în timp ce pentru pachetul cu Poliethilenă s-a obținut  $V_{50}=480$  m/s.

Din cauza complexității materialelor implicate în realizarea pachetelor balistice, dar și a complexității proceselor care apar la viteze foarte mari, testele pentru evaluarea pachetelor balistice sunt foarte diversificate în laborator, dar toate se finalizează cu teste pe produsul finit, în condiții foarte apropiate de utilizare.

În literatura de specialitate există teste pe fibre [26], [35], pe fire [8], [81], apoi pe semifabricat, pe un singur strat sau pe straturi multiple [52], [54], pe anumite tipuri de aranjamente ale firelor (unidireționale sau tip țesătură), apoi pe pachete de dimensiuni reduse, de dimensiuni reglementate și, în final, pe produsul sau echipamentul finit.

Forma inițială a deformației pachetului cu țesături stratificate, după impact este piramidală [13] și abia apoi se transformă într-un con, după ce proiectilul a penetrat complet ținta.

În domeniul balistic testele se pot grupa:

- teste de laborator,
- teste după proceduri și reglementări,
- teste pe produs finit.

Testele de laborator au furnizat o sursă importantă de date care pot fi folosite pentru a valida abordările teoretice și conțin o informație fiabilă despre proprietățile mecanice ale materialului (fire, țesături).

## **1.6. Stadiul actual privind protecția balistică a pachetelor din fibre aramidice**

### **1.6.1 Fibre utilizate în protecția balistică**

Cercetările de până acum s-au concentrat în găsirea unor materiale speciale [34], [35] și a unor combinații și configurații ale acestor materiale, capabile să răspundă prompt și sigur la amenințările armate și efectelor acesteia. Cele mai cunoscute materiale cu aplicabilitate în protecția balistică individuală sunt: fibra de sticlă, fibra de carbon, fibra de bor, fibrele organice, fibrele acrilice, fibrele de nilon etc, cu unele dintre cele mai importante proprietăți prezentate mai jos (vezi Fig. 1.4).

### **1.6.2. Fibre aramidice**

Pentru realizarea materialelor compozite performante, se folosesc fibre cu rezistențe specifice mari (rezistență/greutate specifică) și module specifice înalte (modul de elasticitate greutate specifică) cum sunt fibrele de bor, fibrele de sticlă, în special sticla, fibrele de carbon (cu rezistență înaltă, cu modul mare sau cu modul ultra-înalt) și fibrele aramidice de tip kevlar.



Fibrele de aramide sunt adesea denumite Kevlar, după marca de origine a firmei Dupont De Nemours - USA, care a fost primul producător; astăzi au apărut pe piață diverse mărci: Vtor Kom, ZAO (Rusia) Seguridad Sur (Argentina) Deer King Yarn (China).

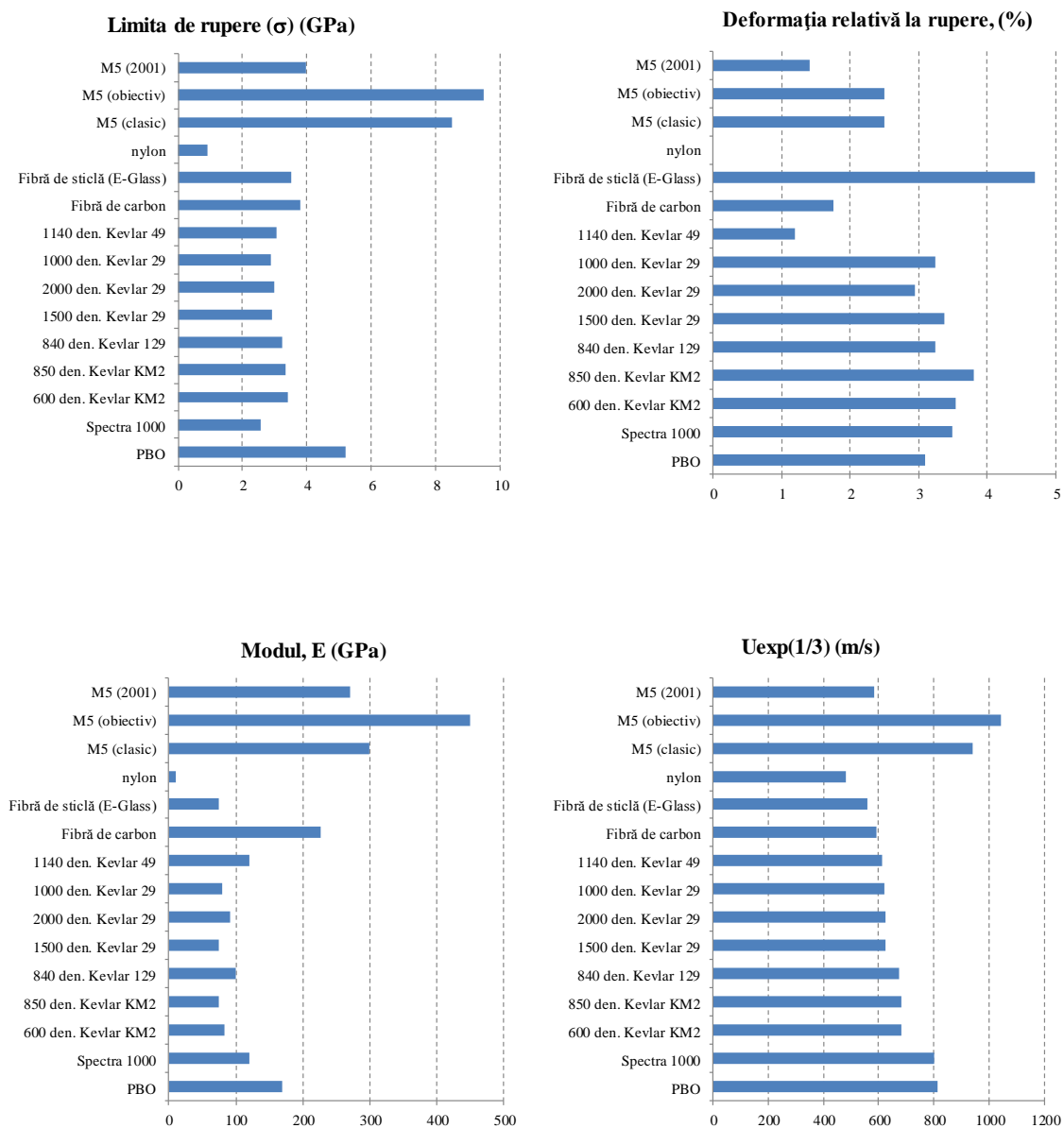


Fig. 1.4. Proprietăți ale fibrelor pentru pachete de protecție balistică (prelucrat după Cunniff, [35]),  $U^*$  - produsul dintre rigiditatea specifică a fibrei și viteza undei de deformare

Fibra aramidică este o fibră care poate ajunge la o finețe de câteva zecimi de milimetru, care apoi sunt filate și ele. Producerea fibrelor aramidice este scumpă din cauza dificultăților apărute în utilizarea acidului sulfuric concentrat, necesar pentru a menține polimerul insolubil în soluție în timpul sintezei. În aplicații structurale, fibrele aramidice pot fi lipite una de alta sau de alte materiale pentru a forma un compozit.

Principala deficiență a fibrei aramidice este descompunerea în condiții alcaline sau atunci când este expusă la clor.

**Fibrele Twaron.** Twaron este produsul emblematic al firmei Teijin aramid și este o fibră de înaltă performanță. „Acesta oferă o combinație unică de proprietăți mecanice, rezistență chimică, durabilitate excelentă și stabilitate termică. Acesta este extrem de apreciată într-o gamă largă de sectoare industriale pentru beneficiile pe care le aduce în multe aplicații de înaltă performanță”.

Twaron oferă o combinație unică de caracteristici: rezistență ridicată (excelente proprietăți rezistență-greutate), modul de elasticitate ridicat, înalta stabilitate dimensională, excelenta rezistența termică, la tăiere și chimică, nu are punct de topire (degradarea începe numai la 500 °C), minimă inflamabilitate, non-conductibilitate.

Aceste caracteristici sunt rezultatul unei structuri 100% paracristaline, cu lanțuri moleculare preferențial orientate de-a lungul axei fibrei (Fig. 1.5).

Fibra Twaron este susceptibilă la lumina UV, de aceea se recomandă protejarea materialelor aramidice la expunerea directă la lumina soarelui. Hidroliza fibrelor aramidice de tip Twaron și a altor polimeri de condensare este sensibilă la acizi și baze [164].

Clasificarea semifabricatelor cu fibre aramidice după criteriul ordonării firelor:

- semifabricate unidirecționale,
- țesături,
- semifabricate multistrat.

Semifabricatele unidirecționale sunt o apariție nouă pe piața armamentului din România, reprezentând o nouă metodă constructivă pentru armuri individuale cu un grad de protecție ridicat. Două astfel de soluții sunt propuse de firma Teijin Aramid [160, 161] prin produsele

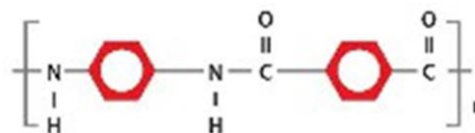


Fig. 1.5. Monomerul din fibra aramidica tip Twaron [157, 160, 161]

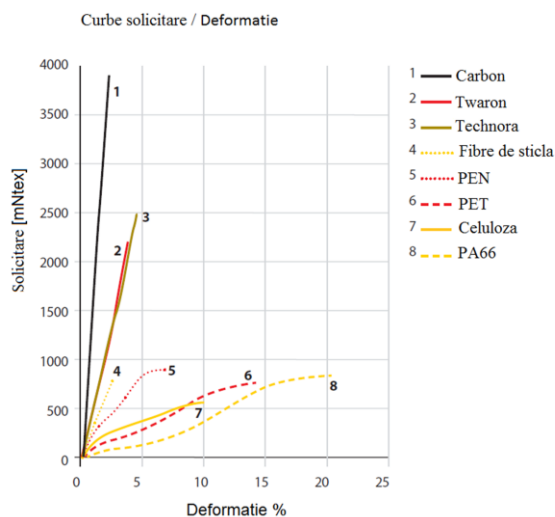


Fig. 1.6. Curbele solicitare/deformație pentru fire Twaron [164]

sale LFT SB1 și LFT SB1plus, două tipuri de fabricate unidirecționale care au ieșit în evidența prin rezistență balistică, accentul fiind pus pe reducerea traumei balistice și a BFS cu aproximativ 30% pentru LFT SB1plus.

### 1.7. Factorii care influențează rezistența la impact

**Proprietăți tribologice ale firelor și țesăturilor.** Frecarea joacă un rol important în eficiența țesăturii balistice. Există trei surse de frecare pe durata impactului balistic asupra țesăturilor: Frecarea fir-fir, frecarea fir-proiectil și frecarea fibră-fibră. Kirkwood et al. [77], [78] au studiat tragerea firului ca un mecanism pentru disiparea energiei de impact balistic pentru fibrele de Kevlar KM2. A fost dezvoltat un model semiempiric pentru a prezice forța de tragere a firului din țesătură și energia ca o funcție de distanța de tragere și au inclus efectul de dezondulare a firului și translația care urmează.

Duan et al. [45], [46], au utilizat LS-DYNA pentru a studia numeric efectul frecării în comportarea la impact a țesăturilor de înaltă rezistență. Zeng et al. [152] a încercat să includă efectele de frecare în modelele propuse de Roylance și Wang [146] și Shim et al. [122]. Ei au concluzionat că răspunsul balistic al unei țesături este foarte sensibil la frecarea firului pentru coeficienți de frecare mici, dar insensibil peste un anumit nivel. Rezultatele lor au arătat că frecarea între fire poate duce la ruptură prematură, reducând astfel capacitatea de absorbție a energiei țesăturii.

**Efectul căldurii generate pe durata impactului.** Cauza primară a generării de căldură pe durata impactului este frecarea dintre suprafețele proiectilului, fire și filamente individuale. Carr [23] a observat topirea fibrelor și formarea de benzi de forfecare pe durata studiilor de impact pe fire de UHMWPE. În absența unei răsuciri substanțiale, întinderea firului pe durata formării piramidei, duce la o creștere a temperaturii de 2-3° C (experimental). Pe durata comprimării pachetelor din Spectra, Kevlar și nylon, creșterea maximă a temperaturii a fost de 6,1°C pentru nylon. S-au înregistrat și temperaturi de 76,6 °C pe suprafața din spate a panourilor balistice, după perforarea cu un proiectil de calibru 0.22.

Cunniff [36] a derivat proprietatea adimensională a fibrei,  $U^*$ , definită ca produs al rezistenței specifice a fibrei și viteza undei de deformare, care poate fi folosită calitativ pentru evaluarea performanțelor fibrelor,

$$U^* = \frac{\sigma \varepsilon}{\rho} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (1.12)$$

**Materialul firelor și proprietățile lui mecanice.** După teoria propusă de Smith et al. [127], viteza cu care se propagă unda longitudinală a tensiunii este dată de:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (1.13)$$

în care  $c$  este viteza de propagare a undei tensiunilor,  $E$  - modulul de elasticitate și  $\rho$  - densitatea firului materialului. Viteza pe direcție longitudinală pe un fir urzeală și bătătură

este  $c/\sqrt{2}$  deoarece densitatea liniară a firului pe direcție longitudinală este dublă în țesătura simplă Sun și Gu, [72], Sun [129].

**Arhitectura țesăturii.** În afară de proprietățile mecanice bune ale firelor (modul și rezistența mari), arhitectura țesăturii imprimă, de fapt, rezistența balistică particulară.

**Urzeala și densitatea urzelii.** Tipurile de țesături folosite în aplicațiile balistice sunt, de obicei, simplă și basket. S-a observat că țesăturile mai slabe și cu țesere neechilibrată au dat rezultate inferioare în balistică [20].

**Răsucirea firului.** Există un unghi optim de răsucire de aprox.  $7^\circ$  pentru care mai toate fibrele au o rezistență maximă la tracțiune. La unghiuri mari de răsucire, fibrele se deteriorează, reducându-și rezistența la tracțiune [7].

**Ondularea firului** se referă la schimbarea formei din cauza țesăturii sau modului de dispunere a firelor și este o proprietate a țesăturii cu fire. Într-o țesătură obișnuită (plain sau simplă), gradul de ondulare este neechilibrat deoarece firele tip urzeală sunt de obicei mai ondulate decât cele ale bătăturii datorită mecanismului de formare a țesăturii, în care firele de urzeală adiacente sunt ridicate și coborâte alternativ față de planul țesăturii și atunci firele de bătătură sunt conduse înapoi și înainte, pe o direcție dreaptă prin aceste fire de urzeală și de-a lungul planului țesăturii de către mașina de țesut.

**Numărul de straturi.** Aria influențată de impact a fost semnificativ mai mare pentru pachete multistrat decât panourilor cu un singur strat. Acest fapt a fost atribuit faptului că forțele de frecare interstraturi au restrâns mișcarea laterală a firelor în primul strat lovit, cauzând o rezistență mai mare la penetrare balistică. Lim et al. [84] au raportat că la viteze mari de impact, sistemele plied double-ply systems s-au comportat mai bine decât sistemele spațiate pentru proiectile cu vârful ascuțit iar reversul este adevărat pentru proiectile cu vârful semisferic în timp ce nu s-a observat vreo diferență pentru proiectile cu vârful plat.

Complexitatea analizei crește o dată cu numărul de straturi. Problema la materialele noi, așa cum sunt și cele promovate de Teijin, un strat este la rândul lui format din două (LFT SB1, de exemplu) sau 4 (LFT SB1plus) straturi de țesături simple, cu diferite moduri de țesere. Chiar și foliile dintre straturile tip set și cele care sunt interpuse între acestea participă și ele la modificarea mecanismelor de disipare a energiei și modifică interacțiunile dintre straturi și substraturi și pe cele dintre acestea și proiectil.

Karahan et al. [75] a constatat că numărul de straturi Twaron CT 710 și tipul de fixare al acestora prin coasere are efect asupra proprietăților balistice, în timp ce efectul condiționării (panou uscat sau umed) a fost limitat.

Cunniff [36] a observat că straturile individuale separate de spații absorb mai multă energie decât sistemele stratificate într-un studiu la impact făcut pe pachete de Kevlar, Spectra și nylon, cu proiectile cu vârful tip daltă. Influența geometriei proiectilului devine mai puțin semnificativă când numărul de straturi crește. Acesta a concluzionat că unele armuri de

protecție relativ scumpe pot fi înlocuite la fața de impact cu materiale mai puțin scumpe, fără pierderea performanței.

**Mărimea pachetului și condițiile de prindere.** Un fir mai lung absoarbe mai multă energie de deformare înainte de rupere decât un fir mai scurt. Cu cât suprafața țintei este mai mare, cu atât va fi mai mare cantitatea de energie absorbită, dacă alți parametri rămân constanți viteza de impact este sub viteza critică. Când viteza de impact depășește viteza critică, numai o mică suprafață din jurul zonei de impact este responsabilă pentru absorbția de energie și, corespunzător, toată deformația este concentrată în acea regiune. Astfel, mărimea suprafeței pachetului de țesătură nu va influența disiparea energiei la viteze mari de impact [129], [152].

### **Influența parametrilor proiectilului**

**Geometria și masa proiectilului.** Proiectile mai mari și proiectile care simulează fragmente de proiectil (fragment simulating projectile), cu cât sunt mai mari, cu atât au o arie de impact mai mare și, în consecință, vor rupe un număr mai mare de fire pentru a penetra semifabriatul țesut sau din fire. Cu cât aceste proiectile vor fi mai ascuțite, cu atât vor pătrunde mai ușor în ținte, urma în țintă fiind mai mică în comparație cu proiectilele mai aplatizate la vârf. Proiectilele cu muchii ascuțite și viteze mari pot trece prin ținte din țesături prin forfecarea firelor pe grosimea pachetului [159], [144]. După Lim et al. [84], viteza  $V_{50}$  pentru Twaron CT716 cu strat dublu descrește în următoarea ordine a formei proiectilului: semisferic, plat, ogival, și conic.

**Viteza de impact și viteza de deformare.** La viteze mai mici de impact pe pachete de țesături sau fire unidireționale, ruperea firului apare preferențial ca alunecare termomoleculară sau ca distugere a legăturii secundare, numită și rupere prin forfecare iar distrugerea țesăturii din cauza tragerii firului din țesătură devine mai dominantă. Tot în acest interval de viteze, deformația transversală a țesăturii are timp să se propage spre marginile pachetului sau țesăturii, implicând astfel o arie mai mare din țesătură în absorbția de energie, ducând la o disipare mai bună a energiei de impact. Vitezele mici de impact sunt caracterizate de cutare (șifonare) și întindere. Curbele tensiune - deformație specifică, obținute în laborator, arată sensibilitatea proprietăților mecanice ale fibrelor aramidice de viteza de deformare. Modulul de elasticitate inițial, rezistența și deformația specifică la rupere cresc cu creșterea vitezei de deformare [55]. La viteze mari de impact pe ținte din materiale din fibre țesute sau unidireționale, distrugerea firelor apare preferențial prin distrugerea legăturilor primare deoarece firele se rigidizează (ținând cont de particularitatea comportării lor elasto-vâscoase). Distrugerea este localizată la o zonă în jurul punctului de impact și deformația transversală a țesăturii este minimă. Carr [23] a observat că pe durata impactului unui fir de Kevlar și un fir de UHMWPE la viteze mari, firele se rup prin forfecare.

**Traectoria proiectilului.** Traectoria de impact a proiectilului implică unghiul sub care proiectilul lovește placa și caracteristicile de mișcare, unghiul de incidență la viteze mici de impact și traiectorie oblică, există o alunecare a proiectilului de-a lungul suprafeței

țesăturii, care duce la un mod suplimentar de disipare a energiei, din cauza frecării dintre proiectil și țesătură și a prinderii (“încurcării”) proiectilului în firele deja trase, care, la rândul ei, disipează energie deoarece tragerea firului trebuie să depășească frecarea firului dintre urzeală și bătătură. Pentru unghiuri de incidență mari ( $30^\circ$  și  $45^\circ$ ), se observă o deformare postperforare a proiectilului, care crește cu viteza de impact.

**Mișcarea proiectilului.** Unghiul de rostogolire este definit ca unghiul dintre direcția firului de urzeală și cea mai lungă dimensiune a impactului sau a direcției lamei. La  $45^\circ$  rotire față de orientarea firului, de exemplu, capătul de impact al fragmentului va intersecta și are nevoie să rupă cu aproximativ 50% mai multe fire față de cel la  $0^\circ$  pentru a produce penetrarea.

**Punctul de impact.** Când proiectilul lovește ținta de țesătură, în punctul de intersecție dintre bătătură și urzeală, forța de rezistență oferită este mai mare decât în cazul în care proiectilul lovește golul format între două fire paralele de bătătură și urzeală. În acest caz, dacă aria de impact a proiectilului este destul de mică, proiectilul va încerca să împingă firele în lateral și să treacă printre, rezultând o descreștere a energiei absorbite de fire.

### 1.8. Concepte pentru îmbunătățirea rezistenței la impact balistic

Îmbunătățirea rezistenței la impact balistic, ca direcție de cercetare, s-a orientat spre:

- cercetări pentru crearea de noi fibre, mai performante decât cele existente, cum ar fi Kevlar, Zylon, și Twaron este sarcina chimiștilor,
- creșterea rezistenței țesăturilor din fire deja existente pe piață prin tratamente și acoperiri,
- diversificarea tipurilor de țesături sau de semifabricate unidirecționale,
- combinarea materialelor diferite pentru obținerea de produse cu destinație particulară în acest domeniu (anumte tipuri de amenințări).

Un concept pentru creșterea rezistenței este cel de acoperire a firelor cu anumite substanțe care modifică tribologia firului. Rebouillat [108], [109] a spus că este necesară o pre-procesare a fibrelor înainte de acoperirea fibrelor aramidice cu compuși cu fluor, care servește ca agent de respingere a apei (water repellent agent). În concluzie, pe baza literaturii studiate, soluțiile pentru îmbunătățirea pachetelor balistice cu țesături se bazează pe:

- soluții care modifică țesătura,
- soluții noi pentru pachetul balistic,
- pachete complexe, din materiale diverse și cu arhitectură particulară.

Cercetătorii caută și soluții pentru plăci deflectoare cu țesături care, inițial, să încetinească proiectilul prin devierea lui în lateral și prin răsucirea lui, chiar să provoace teșirea / rotunjirea muchiei la impact.

Cercetările moderne privind blindajele metalice sunt concentrate pe înglobarea componentului metalic într-o concepție de structură hibridă. Astfel, într-un sistem hibrid proprietățile necesare sunt adesea diferite de cele dorite pentru un sistem monolitic.

### **1.9. Concluzii și direcții de cercetare**

Abordările care utilizează elemente tip placă pentru a modela țesătura sunt eficiente din punct de vedere al simulării dar nu pot replica procese și fenomene, cum ar fi tragerea firelor, distrugerea lor și efectele de frecare între fire și fibre. Modelarea explicită a pachetelor, cu fire ca elemente solide este astăzi încă limitată de capacitatea sistemelor de calcul. Astfel, fiecare model ar trebui privit prin prisma posibilității de a îmbunătăți pachetul real și prin prisma proceselor și fenomenelor pe care le poate pune în evidență. În ciuda acestor critici, multe abordări sunt capabile să reprezinte impactul balistic a pachetelor cu țesături, cu o acuratețe acceptabilă.

Parametrii care influențează rezistența balistică a pachetelor sunt interconționați. Astfel, studiile care încearcă să explice, să pună în evidență un singur fenomen sau efect trebuie interpretate cu prudență, iar rezultatele pot fi neconcludente sau pot duce la interpretări exagerate. Deci, într-un asemenea studiu este introdus un set de parametri, înainte ca o funcție sau o dependență să fie clar formulată, dar complică mult cercetarea.

Teza de doctorat și-a propus să studieze pachete balistice pe bază de fibre aramidice, stratificate și să analizeze comportarea la impact și îmbunătățirea performanțelor balistice.

Studiul este structurat pe două direcții, ale căror concluzii converg spre îmbunătățirea performanțelor balistice a două tipuri de plăci (rigide și flexibile) pe bază de fibre aramidice:

- utilizarea modelării și simulării pentru a evalua comportarea unui pachet (izotrop sau anizotrop) și pentru a reduce semnificativ experimentele și costurile de proiectare,
- testarea în condiții de laborator de tragere a pachetelor rigide și flexibile și studiul proceselor de distrugere a semifabricatelor cu fibre aramidice utilizate. De menționat că pachetele s-au realizat pe baza unor semifabricate de ultimă generație de la firma Teijin Aramid (LFT SB1 și LFT SB1plus, acesta din urmă având încă foarte puține raportări experimentale privind protecția balistică de diferite tipuri).

În condițiile actuale din lume și din țară, protecția personalului din armată și din instituțiile statului din domeniul poliției, justiției, jandarmeriei, serviciilor de informații este importantă și rezultatele cercetărilor sunt necesare pentru omologarea produselor, pentru soluții inovatoare care să includă ultimele realizări în domeniu.

### **1.10. Obiective principale ale tezei**

Această lucrare are ca obiective următoarele:

- realizarea unei documentații de dată recentă asupra protecției individuale și a pachetelor balistice tip blindaj, analiza critică a rezultatelor teoretice și experimentale și

conturarea unor direcții de cercetare pentru evaluarea rezistenței balistice a pachetelor pe bază de fibre aramidice,

- realizarea de pachete balistice din diferite semifabricate tip țesături din fibre aramidice;

- utilizarea metodei elementelor finite pentru simularea impactului la nivel micro (glonț-fir) și la nivel macro (pachet din plăci cu caracteristici mecanice echivalente sau apropiate materialelor utilizate pentru realizarea probelor) cu scopul de a limita numărul de teste, având în vedere costurile legate de materiale, facilități de laborator și personal;

- realizarea unei metodologii de testare de laborator din care să rezulte o analiză comparativă pertinentă și utilă pentru a evidenția o ierarhizare a unor tipuri de pachete gândite de autor;

- testarea pachetelor rigide și flexibile și evaluarea rezistenței lor balistice pentru glonț de 9 mm FMJ; testarea unui semifabricat relativ nou pe piață, LFT SB1plus, în comparație cu LFT SB1, ambele produse ale firmei Teijin;

- analiza adâncimii urmei în materialul suport (BFS) ca parametru al rezistenței balistice a pachetelor pentru protecție individuală;

- investigații asupra mecanismelor de deteriorare a pachetelor, de la fibre până la nivel macro, astfel încât să se creioneze o ierarhie a materialelor utilizate iar informațiile rezultate din teste și simulări să ajute la utilizarea materialului sau materialelor mai performante pentru producătorii acestor echipamente.



### Modelarea procesului de impact a unui pachet balistic și glonț

#### 3.1. Introducere

Necesitatea acestei abordări o reprezintă faptul că mecanismul fizic al comportării materialelor nu mai poate fi analizat cu modelele simple, existente în prezent, ci necesită modelări și simulări ale interacțiunilor dintre fenomene, la diferite scări. Se poate remarca faptul că, indiferent de nivelul de abordare, baza o reprezintă analiza cu element finit (FEA). Se încearcă și o abordare la nivel nanometric, dar acesta nu are încă suport într-o aplicație recunoscută. Elementele de particularitate pentru toate aceste noi modele sunt condițiile la limită și modul de abordare a omogenității structurale a materialelor studiate.

Simularea numerică joacă un rol important în validarea teoriilor, oferă o bună înțelegere a rezultatelor experimentale și contribuie la interpretarea sau chiar la descoperirea de noi fenomene. Poate fi, de asemenea, ca o punte între modelele experimentale și predicțiile teoretice. Această legătură este foarte importantă în desfășurarea investigațiilor științifice. Simularea numerică joacă un rol din ce în ce mai important.

#### 3.2. Rețele folosite în simularea numerică a impactului

Există două metode fundamentale pentru a descrie ecuațiile fizice ce guvernează fenomenele: Euler și Lagrange. Metoda Euler este o metodă „spațială” și este în mod normal reprezentată de metoda diferențelor finite (MDF) [4], [107].

**Rețeaua Lagrange** este atașată materialului în întregul proces de calcul și se deplasează împreună cu materialul. Întrucât fiecare nod al rețelei urmărește traiectoria materialului, deplasarea relativă a fiecărui nod aflat în rețea poate duce la alungirea, comprimarea și deformarea unor elemente din rețea. Masa, impulsul și energia sunt transportate împreună cu mișcarea elementelor. Deoarece masa din fiecare element rămâne fixă, transferul de masă prin frontiera oricărui element este nul. Când materialul se deformează, rețeaua se deformează corespunzător.

Avantajele metodei Lagrange sunt:

- întrucât nu există niciun termen convectiv în ecuațiile diferențiale, programul este simplu din punct de vedere conceptual și mai rapid, nu este necesar niciun efort de calcul suplimentar pentru termeni convectivi;
- întrucât rețeaua este solidară materialului ce se deplasează, variația în funcție de timp a tuturor variabilelor de câmp într-un anumit punct din material pot fi ușor urmărite;
- anumite noduri ale rețelei pot fi plasate de-a lungul frontierei și interfeței materialului. Condițiile la frontieră, în cazul suprafețelor libere, suprafețelor care se

deplasează și interfețelor de material sunt impuse automat, urmărite și determinate prin mișcarea acestor noduri din rețea;

- geometriile neregulate sau complicate pot fi tratate utilizând o rețea neregulată;
- deoarece rețeaua este necesară numai în domeniul problemei, numărul final de noduri și elemente este mai mic și, astfel, metoda Lagrange este mai eficientă.

Datorită acestor avantaje, metoda Lagrange este foarte apreciată și utilizată în rezolvarea problemelor numerice de mecanica solidului, cazuri în care deformațiile nu sunt așa de mari precum în cazul fluidelor.

Metoda Lagrange este foarte greu de aplicat în cazurile care conduc la o rețea extrem de distorsionată, deoarece metoda se formulează întotdeauna pe rețea. Când rețeaua este extrem de distorsionată, acuratețea formulării și, implicit, soluția vor fi afectate de eroare. Adicional, în cazul metodei explicite, pasul de timp, care este controlat de către cel mai mic element, poate deveni prea mic pentru a fi eficient și poate conduce chiar la oprirea calculului. O posibilă opțiune de a crește precizia calculului Lagrange este rediscrétizarea zonală sau chiar globală.

**Rețeaua Euler.** Contrar rețelei Lagrange, rețeaua Euler este fixă în spațiu, în ea aflându-se obiectul simulării, care se poate deplasa de-a lungul rețelei fixe. Astfel, toate nodurile rețelei rămân fixe spațial și nu se modifică în timp ce materialul „curge” prin rețea. Fluxurile de masă, impuls și energie de-a lungul celulelor de frontieră sunt simulate pentru a calcula distribuția de masă, viteză, energie. Întrucât rețeaua Euler este fixă în spațiu și timp, deformațiile mari ale obiectului nu provoacă deformații ale rețelei și astfel nu produc aceleași tipuri de probleme precum în metoda Lagrange.

Există dezavantaje asociate cu utilizarea metodei Euler.

- Este foarte dificil de analizat variația în timp a variabilelor de câmp într-un punct legat materialului, deoarece utilizând o rețea fixă nu este posibilă urmărirea materialului. Se poate obține doar variația în timp a variabilelor de câmp fixe în spațiu.
  - Nu este comod de lucrat cu geometrii neregulate sau complicate ale materialului.
  - Este necesară în acest sens o procedură de generare a rețelei, ce poate fi complicată, pentru conversia geometriei neregulate a domeniului într-una regulată. Câteodată este necesară realizarea unei ajustări numerice.
    - Întrucât metoda de tip Euler ia în calcul fluxurile de masă, impuls și energie pe frontierele celulei, pozițiile suprafețelor libere, frontierele deformabile și interfețele de material care prezintă mișcare relativă sunt greu de determinat precis.
    - Întrucât metoda Euler necesită rețea pe domeniul de calcul, aceasta trebuie să fie suficient de mare pentru a acoperi toată zona în care materialul poate curge.

**Rețeaua combinată Lagrange și Euler.** Caracteristicile diferite, dar complementare ale metodelor Euler și Lagrange sugerează faptul că ar fi benefic din punct de vedere al calculului realizarea unei combinații între cele două metode. Ideea a condus la dezvoltarea a două abordări complicate: „Coupled Eulerian Lagrangian” (CEL) și „Arbitrary Lagrange Euler” (ALE) [156],

[107], [97]. Abordarea CEL utilizează metodele Euler și Lagrange în regiuni separate ale domeniului problemei. Practica cea mai utilizată este discretizarea solidelor în manieră Lagrange și fluidele (sau materialele care se comportă precum fluidele) - în maniera Euler. Regiunile Euler și Lagrange interacționează în mod continuu printr-un modul de cuplare în care informațiile de calcul sunt schimbate fie prin mapare sau prin tratamente de interfață speciale între cele două tipuri de rețea. Aceste două abordări, în care se combină metodele Euler și Lagrange, prezintă mult interes și s-au dovedit a sta la baza obținerii unor soluții stabile.

### 3.3. Analiza neliniară a sistemelor mecanice utilizând MEF

#### 3.3.1. Tipuri de neliniarități

În analiza liniară elastică, se admit următoarele ipoteze:

- deplasările sunt considerate suficient de mici încât să poată fi admisă ipoteza micilor deformații,

- materialul este considerat cu comportament liniar elastic,
- condițiile la limită (restricțiile) rămân neschimbate pe timpul aplicării sarcinilor.

În Tabelul 3.1 este prezentată o clasificare a analizei neliniare utilizată în metoda elementelor finite. În cazul comportamentului neliniar al sistemelor, datorat exclusiv neliniarităților de material, deplasările și deformațiile specifice sunt infinitezimale. Răspunsul sistemului poate fi descris prin furnizarea deplasărilor și a tensiunilor, de o manieră asemănătoare calculului ingineresc utilizat și în cazul analizei statice.

**Tabelul 3.1**

Tipul de analiză	Descriere	Formularul utilizat	Fig.
Numai neliniaritate de material	Deplasări și deformații specifice infinitezimale, relații tensiuni – deformații specifice neliniare	Numai neliniaritate de material	Fig. 1.2
Deplasări și rotații mari, dar deformații specifice mici	Deplasările și rotațiile sunt mari, dar deformațiile specifice sunt mici; relațiile între tensiuni și deformații specifice pot fi liniare sau neliniare	Lagrangean total (TL)	Fig. 1.3
Deplasări, rotații și deformații specifice mari	Deplasările, rotațiile și deformațiile specifice sunt mari; relațiile între tensiuni și deformații specifice pot fi liniare sau neliniare	Lagrangean actualizat Jaumann (ULJ) Lagrangean total (TL)	Fig. 1.4

#### 3.3.2. Neliniarități de material

Neliniaritățile de material implică relații neliniare între tensiuni și deformații specifice. Relațiile tensiuni-deformații specifice (numite și legi constitutive) sunt dependente și de „drumul” pe care se face încărcarea-descărcarea de sarcini.

Factorii care influențează relațiile tensiuni-deformații specifice includ:

- evoluția în timp a încărcării, întâlnită la probleme de plasticitate;
- durata încărcării, care se ia în calcul în probleme de fluaj și vâscoelasticitate;
- temperatura, factor luat în considerație în probleme de termoplasticitate.

În continuare sunt enumerate câteva tipuri ale neliniarității de material, care se regăsesc în coduri comerciale pentru analiza neliniară a sistemelor mecanice [97]:

- plasticitatea independentă de gradientul încărcării, caracterizată prin deformații specifice ireversibile care apar instantaneu;
- plasticitatea dependentă de gradientul încărcării, care poate surprinde apariția și dezvoltarea deformațiilor specifice plastice după un anumit interval de timp; astfel de proprietăți sunt cunoscute sub numele de vâscoplasticitate;
- fluajul ca modificare a distribuției de tensiuni în timp, și care pot cauza deformații specifice remanente dependente de gradientul încărcării; timpul luat în considerare este însă mult mai mare decât în cazul de mai sus;
- elasticitatea neliniară caracterizată prin relații neliniare tensiuni-deformații specifice, dar deformațiile sunt perfect reversibile;
- hiperelasticitatea, caracterizată prin deformații specifice foarte mari (asemănătoare sau mai mari decât în cazul neliniarității geometrice), dar deformațiile sunt perfect reversibile, tensiunile fiind definite printr-o funcție a densității energetice;
- vâscoelasticitatea ca proprietate a materialelor dependente de gradientul încărcării.

Pe lângă aceste tipuri de neliniarități, relații neliniare tensiuni-deformații specifice apar și în cazul unor probleme de mecanica ruperii, de impact caracterizat de energii și deformații mari etc.

### 3.3.3. Relații constitutive pentru materiale

Pentru rezolvarea corectă a unei probleme de analiză neliniară a unei structuri, indiferent de tipul elementului finit, este necesar [97], [107] să fie folosite relații constitutive corespunzătoare (Tabelul 3.2).

**Tabelul 3.2** [97]

Modelul materialului	Caracteristici	Exemple
Elastic (liniar sau neliniar)	Tensiunile sunt funcție numai de deformațiile specifice și sunt aceleași atât la încărcare, cât și la descărcare.	Aproape toate materialele dacă tensiunile sunt suficient de mici: oțel, oțel aliat, sticlă, rocă, lemn etc.
Hiperelastic	Tensiunile se calculează pe baza funcționalei energiei de deformație: ${}^t_0 S_{ij} = \frac{\partial W}{\partial {}^t_0 \varepsilon_{ij}}$	Cauciucul (Modelul Mooney-Rivlin)
Hipoelastic	Creșterea tensiunilor se calculează pe baza creșterii deformațiilor specifice: $d\sigma_{ij} = C_{ijrs} de_{rs}$	Betonul
Elasto-plastic	<b>Comportare liniar-elastică până la limita de curgere, apoi tensiunile și deformațiile specifice se calculează pe baza schematizării adoptate. Variațiile deformațiilor specifice plastice se produc instantaneu.</b>	<b>Metalele, solurile, rocile supuse la tensiuni înalte care depășesc limita de curgere.</b>
Fluaj (creep)	Creșterea deformațiilor specifice în timp sub sarcină constantă sau scăderea tensiunilor la deformații constante. Variațiile deformațiilor specifice nu se produc instantaneu.	Metale și aliaje la temperaturi înalte
Vâscoplastic	Efectele combinate ale modelelor elasto-plastice și de fluaj.	Materiale polimerice și metalice

Ecuțiile de echilibru ale elementului finit conțin matricele deplasărilor, ale deformațiilor specifice în funcție de deplasări și matricea constitutivă a materialului. Un răspuns corect al sistemului analizat se poate obține numai luând în considerație, atât elementele cinematice, indiferent de tipul formulării (TL sau UL), cât și relațiile constitutive.

### 3.4. Un model al impactului balistic fir - glonț, la nivel micro

#### 3.4.1. Modelarea impactului dintre un glonț și un fir aramidic în matrice de PE

Scopul acestui subcapitol este de a evidenția comportarea unui fir cu aceleași proprietăți cu ale firului aramidic. Trebuie precizat că un fir aramidic conține un număr foarte mare de fibre.

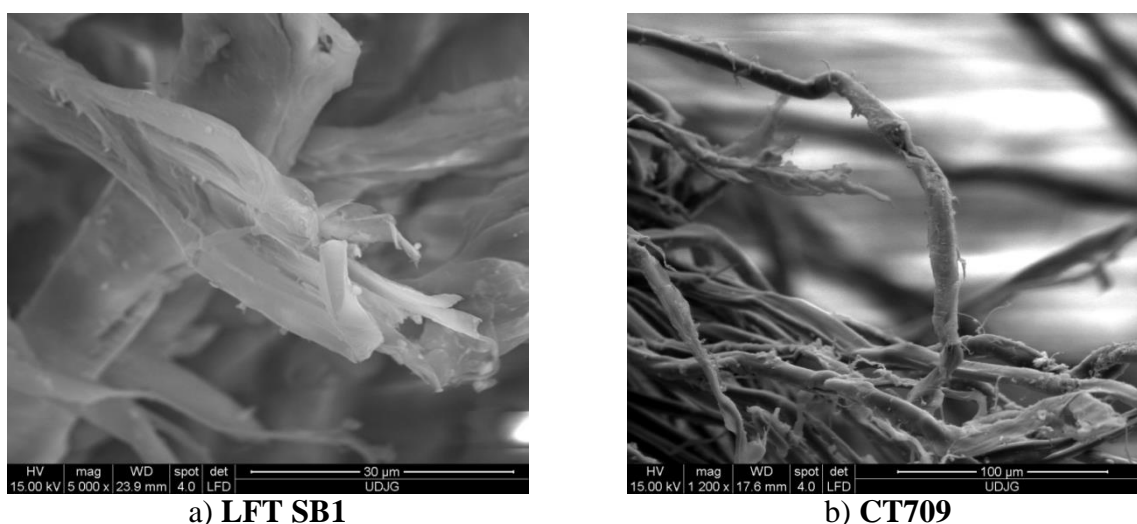


Fig. 3.1. Detalii ale ruperii firelor, pentru pachetele rigide

Acest model de fir poate fi considerat la nivel micro, întrucât firul este asociat cu un sigur material care are proprietățile ansamblului de fibre. Acest model la nivel micro nu ia în considerare frecarea între fibre și nici modificarea formei firului ca urmare a împrăștierii fibrelor sub sarcină. Firul este considerat izotrop, ceea ce nu reflectă natura fibrelor aramidice care au un puternic caracter anizotrop, dar acest model este un bun început pentru evaluarea comportării firului, având în vedere resursele de calcul avute la dispoziție.

O altă ipoteză: modelul este izoterm. Din literatura studiată se desprinde ideea că energia disipată în căldură pe durata acestui tip de impact studiat aici, nu este semnificativă (unii cercetători apreciază că este 5% [23]).

Pentru modelul creat, s-a luat în considerare un fir inclus într-o matrice de polietilenă (PE), simulând calitativ, condiția firului din materialul de tip SB1 sau SB1plus. Glonțul este considerat format din două materiale, cămașa din plumb și miezul dintr-un aliaj de cupru. proprietățile lor sunt date în tabelul. Firul este inclus într-o matrice relativ moale, aici PE, având proprietățile PE care este folosită pentru laminarea țesăturilor aramidice.

S-a folosit solverul AutoDyn cu modulul Explicit Dynamic, ca ecuație de stare s-a utilizat EOS shock (ecuația de stare la șoc) [156], iar materialele s-au considerat biliniare

izotrope, cu întărire determinată de punctul de curgere și modulul tangențial. Modelul constitutiv pentru ambele materiale ale firului este “shock EOS linear”.

Criteriul de cedare/distrugere este “principal stress failure” (cedare la tensiunea principală) cu două limite de rupere: maximum tensile stress (limită de rupere la tracțiune) și maximum shear stress (limită de rupere la forfecare). Pentru fir, acestea au valorile 2,7 GPa respectiv 1 GPa iar pentru matricea de PE - 35 MPa și respectiv 17 MPa. Oricare dintre ele este atinsă prima, materialul cedează în punctul respectiv; pentru miezul glonțului (plumb), aceste valori sunt 52 MPa și respectiv 30 MPa iar pentru cămașă limita de rupere la tracțiune este 220 MPa și limita de rupere la forfecare 145 MPa.

S-a definit firul și în jurul lui s-a definit matricea din PE, cu formă paralelipipedică. Matricea s-a definit ca un corp individual având proprietăți diferite de fir. Interfața fir-matrice s-a definit nod-pe-nod, perfect lipit “perfect bonded”. Astfel, dacă se atinge una din limitele de cedare ale matricei, nodul “se desface” sau cedează. Eroziunea corpurilor este controlată de program și este impusă la același factor pentru toate materiale [98].

Pentru acest tip de impact, pe baza studierii unor articole de specialitate [66], [115], [133], s-a considerat intervalul de timp pentru care este rulată simularea ca fiind  $10^{-4}$  s, ceea ce înseamnă o deplasare a glonțului pe o distanță de 4 cm, dacă nu ar lovi firul.

Modelul are un plan de simetrie care trece prin mijlocul firului pe direcție longitudinală și mijlocul glonțului. Reducerea sistemului modelat la jumătate presupune ipoteza unei simetrii față de acest plan, plauzibilă pentru acest model. Reducerea sistemului la jumătate cu ajutorul acestui plan de simetrie va reduce considerabil timpul de rulare.

**Condiții de contact.** Descrierea contactelor este următoarea:

- contactul între cămașa de aliaj de cupru și miezul de plumb este (lipit perfect) perfect bonded,

- între matrice și fir contactul este tot perfect bonded,

- contactul între sistemul (fir+matrice) și glonț este cu frecare; s-a considerat coeficientul de frecare ca fiind constant și egal cu 0,3.

**Condiții la limită:** firul a fost încastrat pe suprafețele laterale ale capetelor.

**Condiții inițiale:** viteza inițială a glonțului de 400 m/s.

**Discretizare.** Asemenea modele ridică probleme de rețea de discretizare din cauza dimensiunilor mult diferite ale corpurilor participante la impact. În acest caz, firul are dimensiuni mult mai mari pe o axă (lungime) și dimensiuni similare, mult mai mici, pe celelalte două axe. Glonțul este mult mai mare decât dimensiunile transversale ale firului. Figura 3.8 prezintă rețeaua de discretizare, cu detalii, pentru modelul analizat.

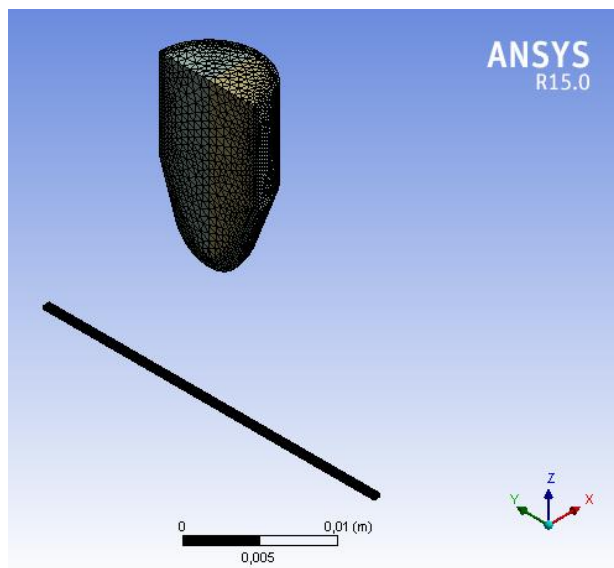


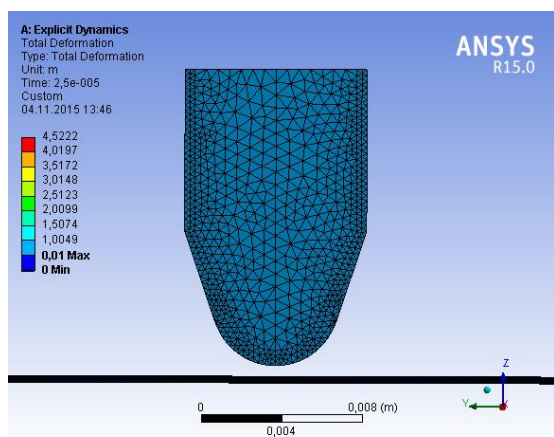
Fig. 3.2. Vedere de ansamblu

Impunerea numărului de elemente pe vârful cămașii glonțului, de fapt finețea rețelei, asigură o deformare mai realistă a vârfului glonțului (Fig. 3.4).

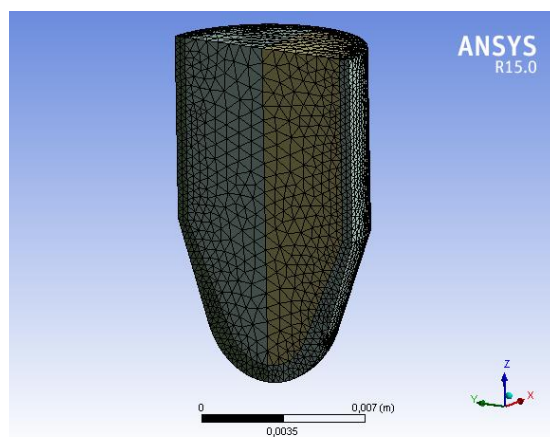
În Figura 3.2 este dată rețeaua de discretizare a firului (jumătate de fir). Discretizarea firului este impusă cu o mărime a elementelor de 0,7 mm. În zona de curbură a firului este de preferat ca nodurile firului propriu-zis și ale matricei să coincidă și atunci rețeaua trebuie să fie aproximativ de aceeași valoare și pe matrice.

**Tabelul 3.3**

Corpul	Nr. de noduri	Nr. elemente
Cămașă	11894	52415
Miez	6648	30273
Glonț (Camașă + miez)	16029	82688
fir	21500	16302
matrice	31820	15873
ansamblu fir+matrice	53320	32175



a)



b)

Fig. 3.3. Rețeaua de discretizare detaliu glonț

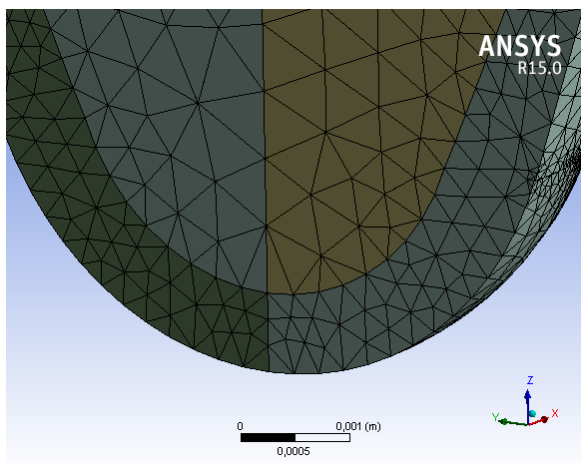


Fig. 3.4. Detaliu al rețelei de discretizare a vârfului glonțului

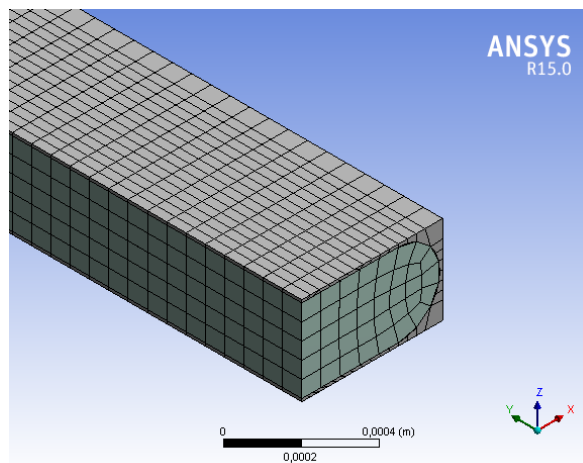


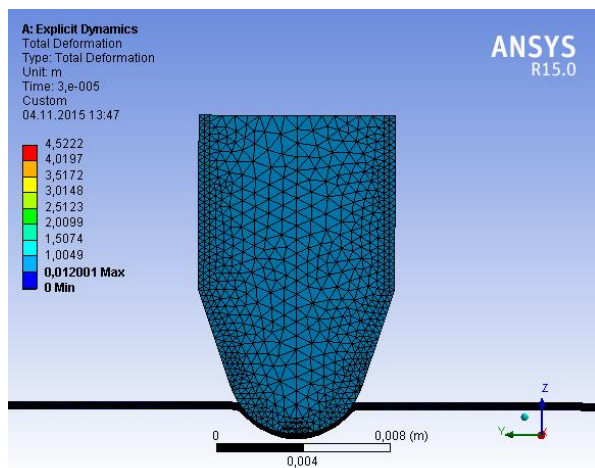
Fig. 3.5. Rețeaua de discretizare a firului

### 3.4.2. Etape în distrugerea firului și validarea mecanismului de distrugere a firului

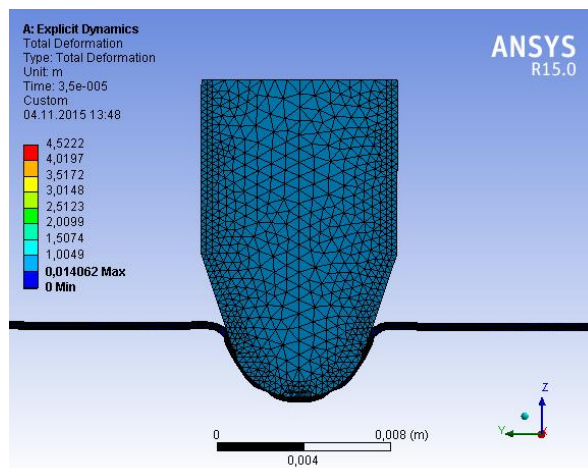
Comportarea firului și glonțului la impact este dată în Figurile 3.13-3.15, la intervale de timp de  $0,5 \times 10^{-4}$  s.

După analizarea rulării, autorul a considerat că procesul de impact implică câteva etape pentru distrugerea firului:

- deformare până la rupere (Fig. 3.6),
- rupere,
- detensionarea firului.



a)



b)

Fig. 3.6. Deformarea firului

### Etapele de rupere a firului

1. Deformarea locală a firului (zona cu deformații locale ale firului este de aproximativ 2 ori mai mare decât diametrul glonțului; atenție, nu se poate extrapola la alte modele fără



argumentare. În literatură, multe modele sunt realizate pe zone sau suprafețe mici din două cauze: experimentele au evidențiat o zonă limitată de influență a penetratorului și din motive de resurse și timp de calcul).

Timpul de la impact  $4 \cdot 10^{-5}$  s.

**2.** Subțierea firului (în zone situate la aproximativ  $20...30^\circ$  față de axa ce trece prin centrul de greutate al glonțului).

Timpul de la impact  $4 \cdot 10^{-5}$  s ...  $4,3 \cdot 10^{-5}$  s.

Ruperea apare după o gătuire a firului în zonele laterale ale vârfului glonțului (Fig. 3.6b). În această simulare, ruperea s-a observat între momentele  $3,5 \cdot 10^{-5}$  s și  $4,0 \cdot 10^{-5}$  s (apare ruperea foarte brusc, într-un interval de aprox.  $10^{-6}$  s). Deoarece ruperea firului este foarte violentă și rapidă, mișcarea firului poate fi caracterizată ca o biciuire și revenirea acestuia se face după trecerea glonțului. Deci, răspunsul materialului este tipic elasto-vâscos, cu un caracter preponderent elastic, având în vedere modelul de material introdus. Analizând distrugerea firului la impact cu un glonț de același calibru cu cel utilizat în studiul experimental, autorul a identificat următoarele etape ale procesului de distrugere.

**3.** Ruperea firului în aceste zone anterior subțiate / “gătuite”, datorită solicitării de întindere și formarea altor zone de subțiere (întindere) la aprox  $45^\circ$  față de centrul de greutate al în zona subțiată glonțului.

Timpul de la impact  $4,5 \cdot 10^{-5}$  s.

**4.** Ruperea firului în zona subțiată (rupere mai pronunțat asimetrică) și este vizibil începutul revenirii elastice a firului lângă glonț. Frecarea firului cu glonțul este în zona conică a acestuia, spre baza conului. În rest, firul se depărtează de glonț.

Timpul de la impact  $5 \cdot 10^{-5}$  s.

**5.** Desprinderea firului de glonț (zonele de contact cu glonțul sunt mult reduse, ceea ce ar justifica o influență termică mică). Fragmentul central al firului rămâne pe vârful glonțului și probabil suferă influențe termice mai puternice (vezi fotografiile glonțului, Fig. 3.8). PE joacă rolul de a menține firul în contact cu glonțul, probabil, printr-un efect de “lipire/aderare”.

**6.** Firul nu mai este în contact deloc cu glonțul. De aici concluzia că celelalte straturi mențin firele în contact cu glonțul, ceea ce înseamnă o disipare mai mare de energie prin frecare.

Timpul de la impact  $5,5 \cdot 10^{-5}$  s.

**7.** Efectul mai pronunțat de “biciuire” al firului.

Timpul de la impact  $8,5 \cdot 10^{-5}$  s.

Etapele au o durată între  $10^{-6}...0,5 \cdot 10^{-5}...1,0 \cdot 10^{-5}$  s.

Glonțul se deformează sub acțiunea firului și fragmentul de fir rămâne atașat de vârful glonțului, așa cum s-a observat și în fotografiile realizate pe glonț capturat în pachet (Fig. 3.9).

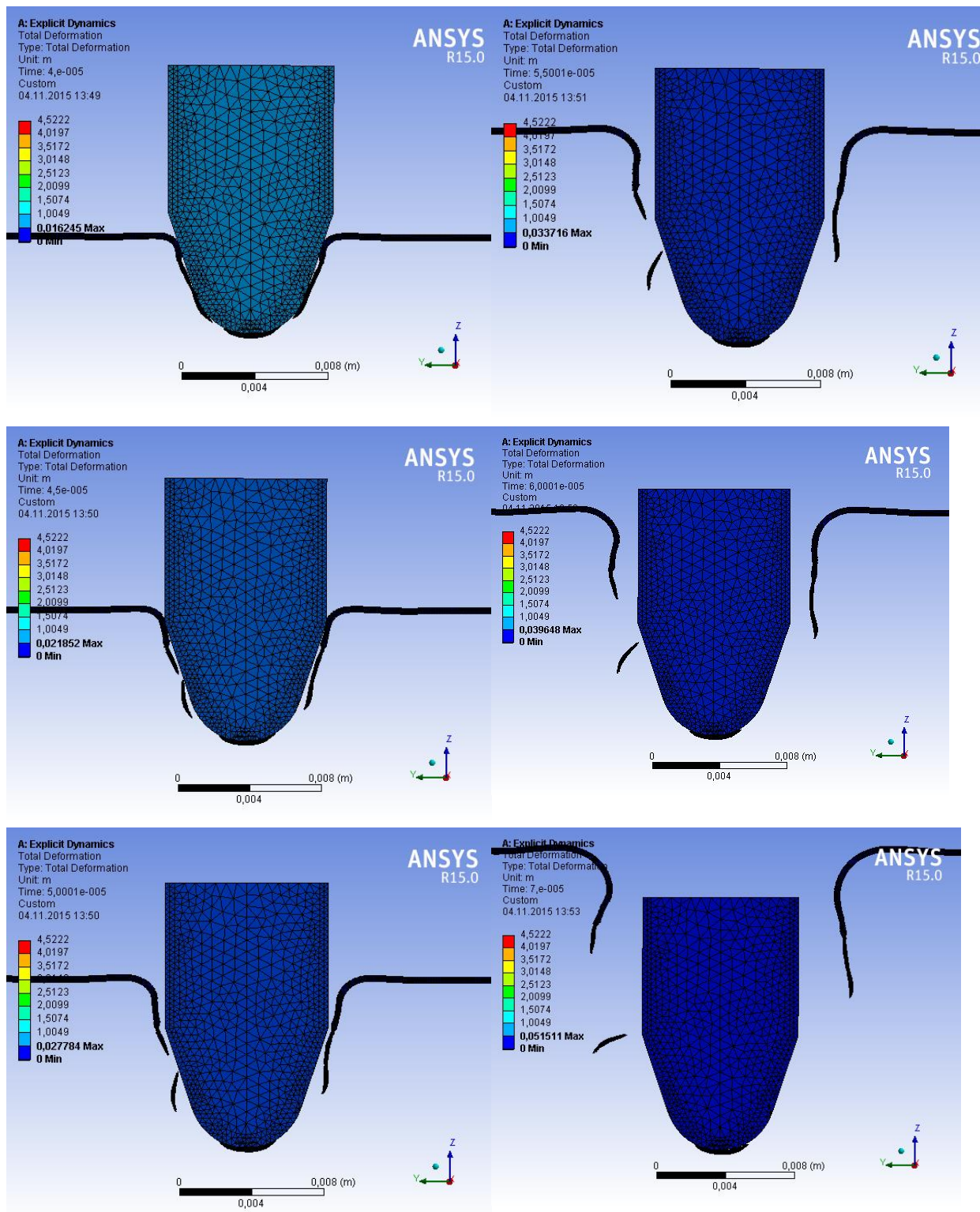


Fig. 3.7. Fazele finale ale ruperii firului



Fig. 3.8. Gloanțe extrase din pachete rigide: stânga - din pachetul realizat cu LFT SB1plus, dreapta - din pachetul realizat din LFT SB1

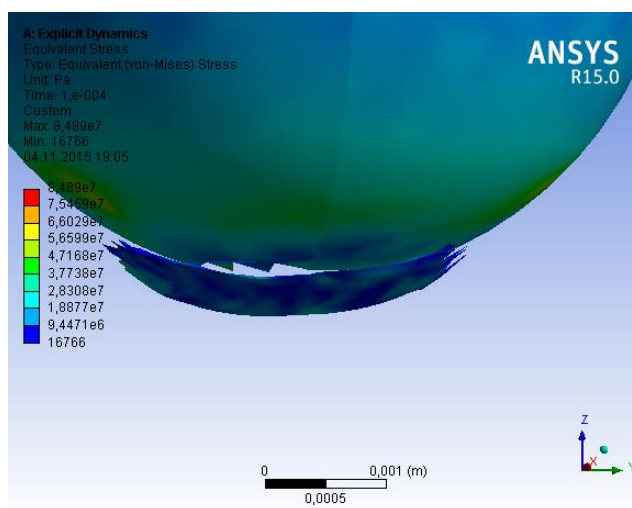
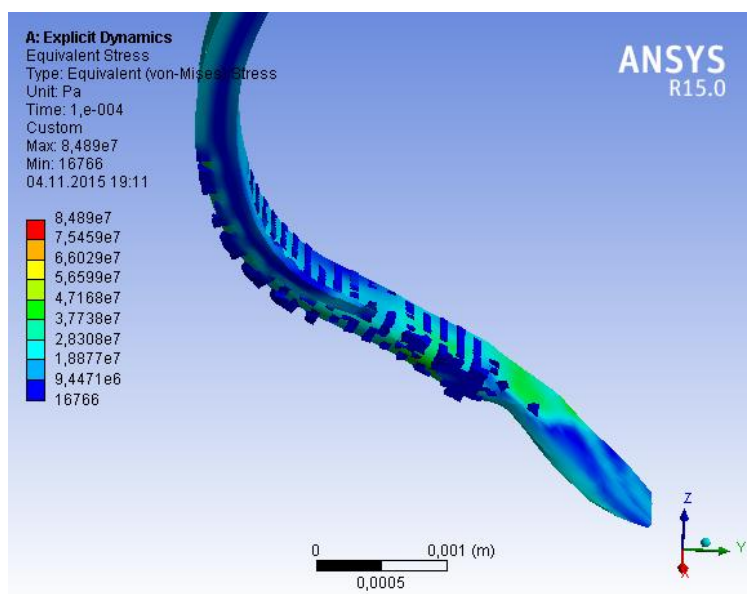


Fig. 3.9. Detaliu al fragmentului de fir rămas atașat pe vârful deformat al glonțului

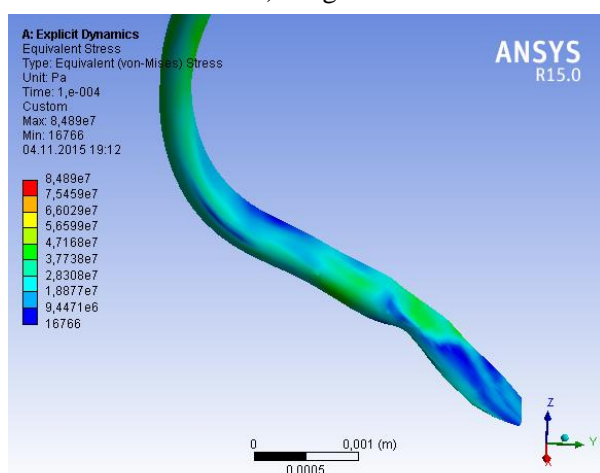
Figura 3.10 reprezintă capătul firului rupt din partea dreaptă (vezi Fig. 3.7) la momentul  $1.10^{-4}$  s, în care

- distrugerea matricei de PE pe fir, după impact;
- numai firul tensionat și cu zone de gătuire (matricea fragmentată de PE este transparentă);
- firul este perfect transparent și se observă mai bine felul cum s-a fragmentat matricea de PE, mecanismul fiind un mecanism suplimentar de disipare a energiei.

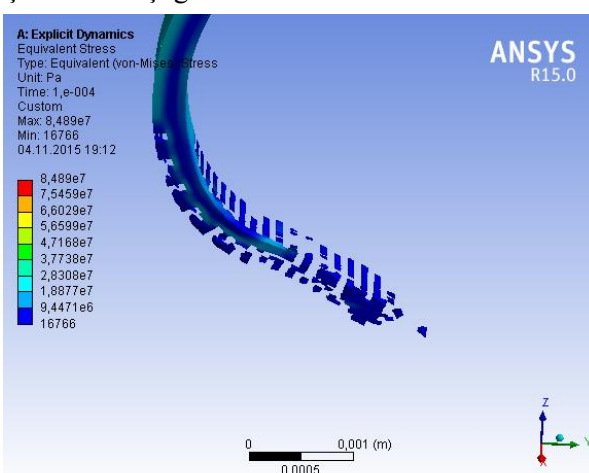
S-au comparat imaginile din modelare cu fotografiile obținute pe gloanțele recuperate din probele deja testate (Fig. 3.8). Calitativ, modelul ruperii firului este confirmat de glonțul extras din CT709. Pentru pachetul rigid format din LFT SB1, deși se observă urme de fir imprimate pe glonț, aceste urme nu păstrează forma aranjamentului firelor, probabil, pentru că imprimarea acestora s-a realizat pe măsură ce glonțul a pătruns între fire. Pe primele întâlniri le-a rupt, dar ruperea celorlalte s-a realizat după pătrunderea glonțului și firele au fost întâi înlăturate din fața glonțului și apoi rupte (orientări diferite ale urmelor lăsate de fire).



a) Fragmentarea matricei de PE și răsucirea și gătuirea firului



b) Matricea de PE este transparentă



c) Firul este transparent

Fig. 3.10. Capătul firului rupt din partea dreaptă (vezi Fig. 3.7), la momentul  $1 \cdot 10^{-4}$  s.

### 3.5. Simularea răspunsului balistic al unei plăci din material izotrop cu ajutorul metodei elementelor finite

#### 3.5.1. Modelul pentru o placă omogenă și glonț

Aceasta este o formulare Lagrange și autorul a considerat-o ca fiind o abordare adecvată pentru impactul corpurilor solide deoarece suprafețele corpurilor vor coincide cu discretizarea și, deci, sunt bine definite. Dezavantajul este că discretizarea numerică poate deveni prea comprimată și distorsionată în multe probleme, având un efect advers asupra timpului de integrare și a preciziei. Aceste probleme pot fi depășite într-o oarecare măsură prin utilizarea unei interfețe erodante și prin re-discretizare (98).

Modelul a fost dezvoltat cu ajutorul software-ului Ansys 14.5. Configurațiile pentru proiectil și placa-țintă sunt date în Fig. 3.19. Toate cazurile sunt rulate pentru o viteză de 400

m/s chiar înainte de impact. Proiectilul este considerat un sistem de două materiale, o manta din cupru și un miez din plumb. Proprietățile acestor materiale sunt date în Tabelul 3.4.

**Rețeaua de discretizare.** Placa a fost virtual divizată în două zone, zona centrală și zona periferică (Fig. 11a). Zona centrală are o discretizare mai fină, iar cealaltă are elemente tetraedrale mai mari deoarece efectul perforării este concentrat în zona centrală, așa cum a fost raportat și de [68]. Placa are 13915 noduri și 23639 elemente (incluzând zona centrală și zona periferică) și glonțul are 970 noduri și 4212 elemente (Fig. 3.11).

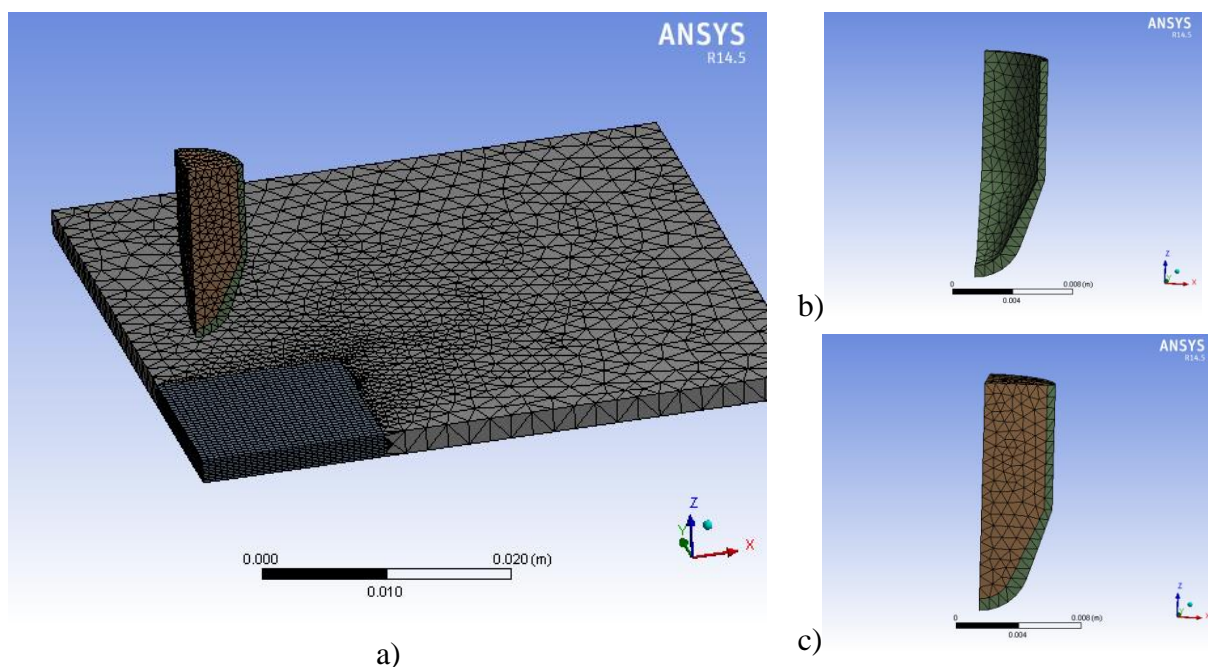


Fig. 3.11. Rețeaua de discretizare a corpurilor implicate în model: a) sistemul placă-glonț, b) mantaua glonțului, c) miezul glonțului

Tipul de legături dintre manta și miez (pentru glonț) este “perfectly bonded” (perfect atașat). Modelul este izoterm, simulat pentru domeniul elasto-plastic, cu limită de tensiune, și toate cazurile s-au rulat pentru temperatura de 22°C. Discretizarea glonțului are o rețea nestructurată (sau neregulată) cu elemente tetraedron și aceeași discretizare a fost folosită pentru zona periferică a plăcii. Zona centrală a plăcii are o discretizare regulată, elementul având suprafață pătrată și astfel, în zona de interes (de impact al glonțului), autorul a obținut o discretizare mai fină (înălțimea unei celule în zona centrală este de 0,5 mm).

### 3.5.2. Modelul constitutiv pentru materiale

Coefficientul de frecare este considerat în acest model 0,3 și este considerat constant, pe baza lucrărilor de specialitate recente [8], [46]. Aceste cazuri sunt codificate Ia, IIa și IIIa pentru placa din aliaj de aluminiu și Is, IIs și IIIs pentru placa din oțel. Grosimea plăcii este de 2 mm (cazul I), 4 mm (cazul II) și 6 mm (cazul III). În toate cazurile placa are o suprafață de 200 mm x 200 mm. S-a considerat placa încastată pe margine, pe toate cele 4 laturi.



Pentru a defini procesul de distrugere, s-a folosit metoda eroziunii particulelor (elementelor). Astfel, când deformarea relativă atinge o anumită valoare de distrugere, impus de utilizator, elementul distrus este șters din analiză.

**Tabelul 3.4. Proprietăți ale materialului pentru sistemul analizat**

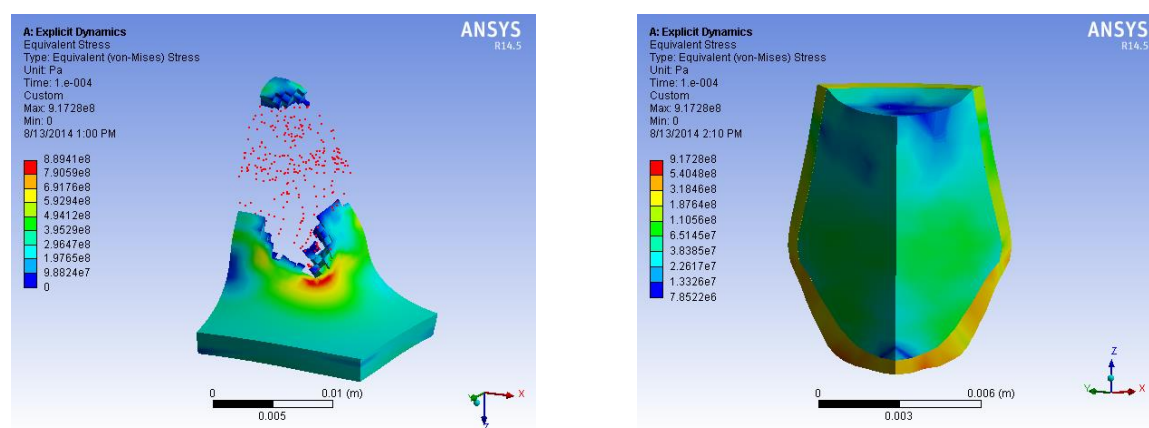
Proprietate	Materiale			
	Placă		Glonț	
	Aliaj de aluminiu	Oțel NL	Aliaj de cupru (mantaua glonțului)	Plumb (miezul glonțului)
Densitate, kg.m <sup>-3</sup>	2270	7850	8300	11340
Modulul Young, Pa	7.1×10 <sup>10</sup>	2.0×10 <sup>11</sup>	1.1×10 <sup>11</sup>	1.6×10 <sup>10</sup>
Coeficientul Poisson	0.33	0.3	0.34	0.44
Limita de curgere, Pa	2.8×10 <sup>8</sup>	2.5×10 <sup>8</sup>	2.8×10 <sup>8</sup>	3.0×10 <sup>7</sup>
Modulul tangent, Pa	5.0×10 <sup>8</sup>	1.45×10 <sup>9</sup>	1.15×10 <sup>9</sup>	1.1×10 <sup>8</sup>
Modulul în volum, Pa	6.96×10 <sup>10</sup>	1.6667×10 <sup>11</sup>	1.14×10 <sup>11</sup>	4.44×10 <sup>10</sup>
Modulul de forfecare, Pa	2.6692 ×10 <sup>10</sup>	7.6923 ×10 <sup>10</sup>	4.1045×10 <sup>10</sup>	5.5×10 <sup>10</sup>
deformarea la curgere plastică	0.75	0.60	0.75	0.75
Căldura specifică, J×Kg <sup>-1</sup> C <sup>-1</sup>	875	434	385	124

### 3.5.3. Rezultate și comentarii

Influența grosimii plăcii depinde mult de natura materialului din care este realizată placa (Fig. 3.12). Materialul plăcii în cele trei cazuri din Fig. 3.12 este oțel moale (cu conținut redus de carbon) care este caracterizat de o limită de curgere mică și o ductilitate mare (Tabelul 3.4).

Aspectul distrugerii este mult influențat de materialul plăcii (a se compara Fig. 3.12 cu Fig. 3.14, în care placa este realizată dintr-un aliaj de aluminiu).

Figura 3.13 prezintă detalii realiste și relevante ale perforării plăcii (placă din oțel cu grosime de 2 mm).



a) Aspectul tip petale al plăcii din oțel, după impact

b) Detaliu al distribuției tensiunii von Mises din glonț, la același moment

Fig. 3.13. Detalii relevante ale perforării plăcii (placă din oțel cu grosime de 2 mm)

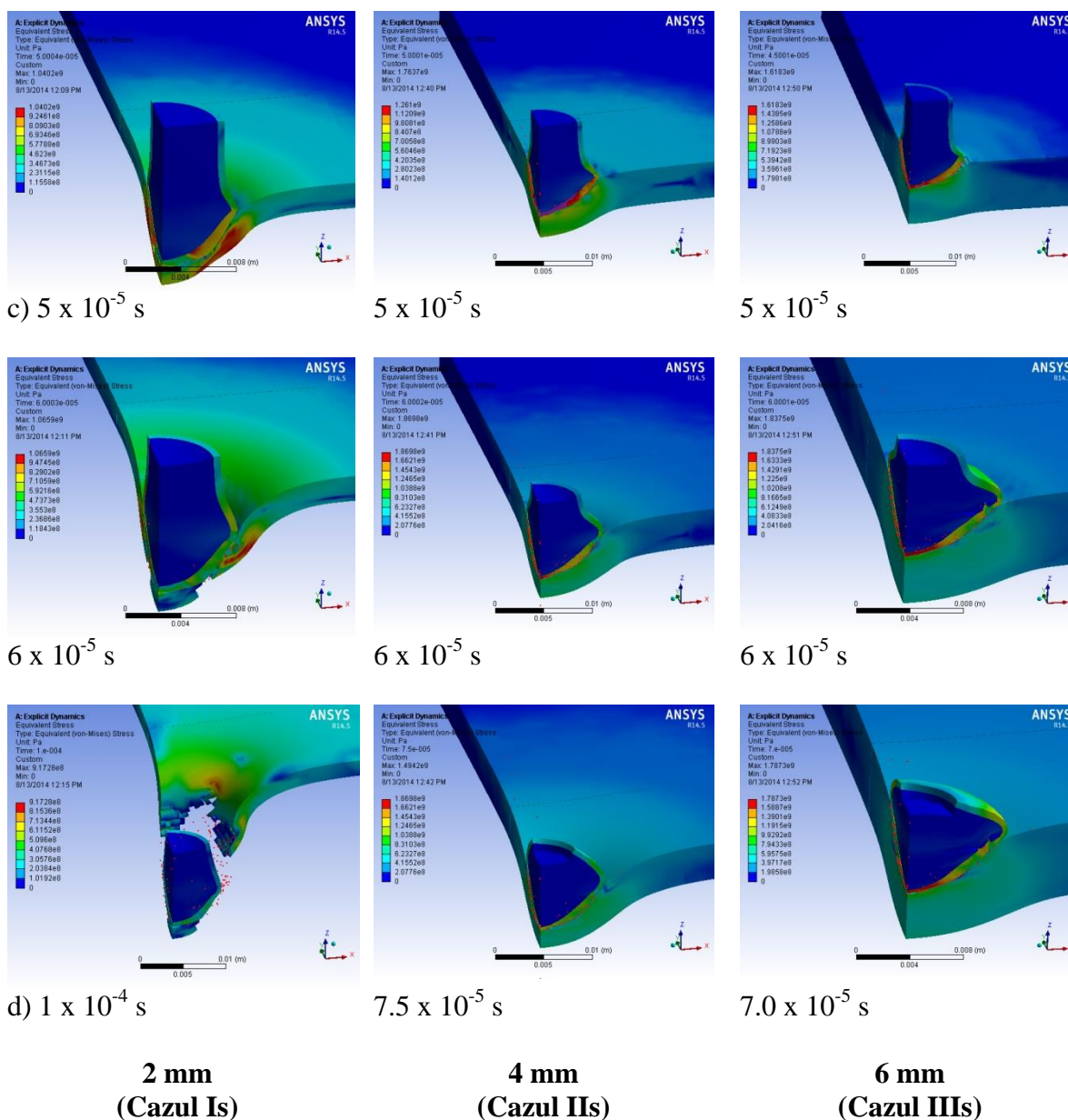


Fig. 3.12. Imagini secvențiale ale impactului glonțului, pe o placă din oțel

Această simulare evidențiază deformațiile plăcii și glonțului și dă informații asupra concentratorilor de tensiuni și, cu mare probabilitate, modul de distrugere. Aceste date sunt utile în proiectarea plăcilor balistice și în stabilirea intervalelor pentru parametri variabili în metodologia de testare cu materiale reale, elaborată de specialist.

Figura 3.15 prezintă curbe tipice ale valorilor maxime pentru tensiunile von Mises, pentru sistemul analizat (format din glonț și placă).

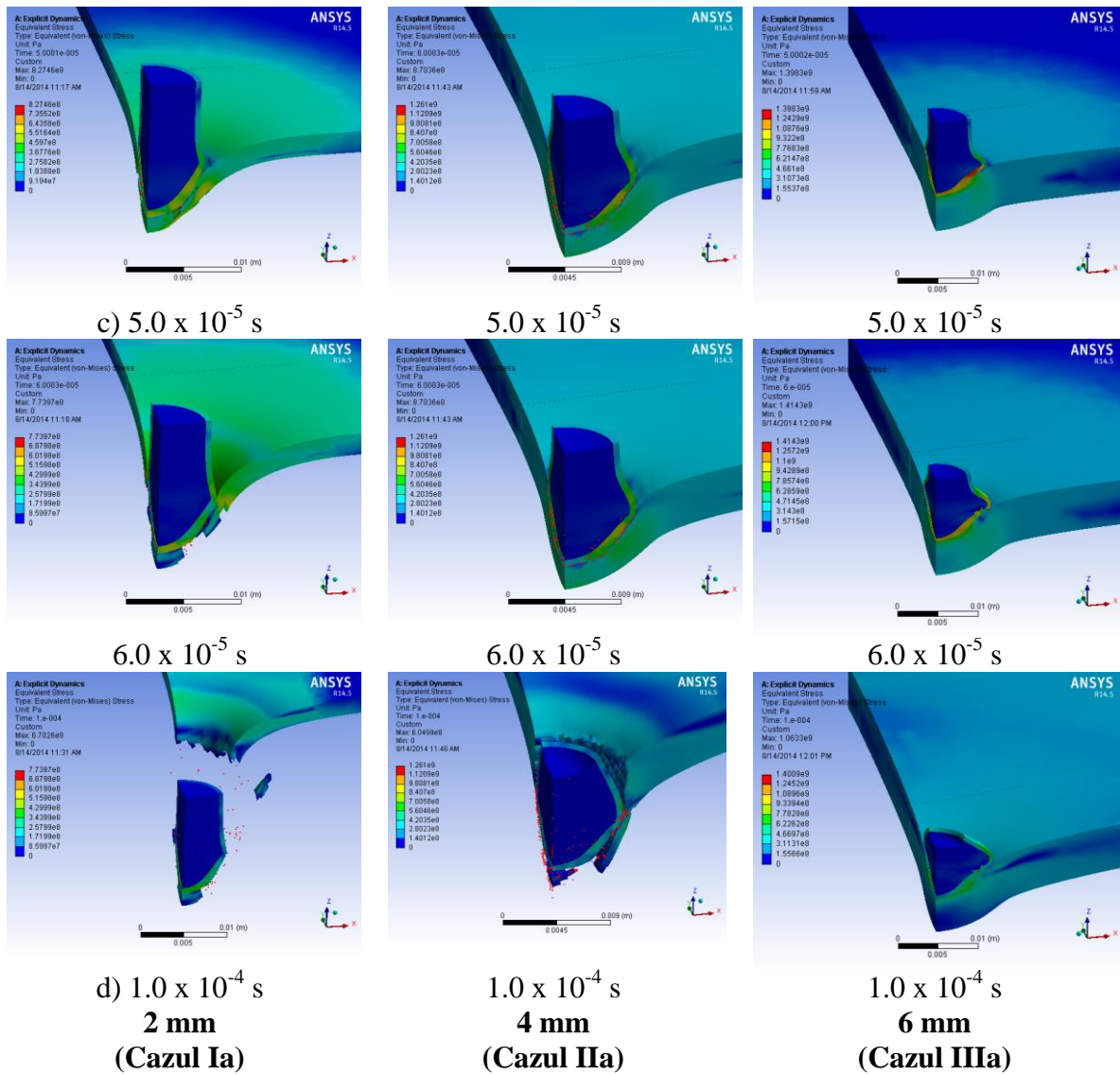


Fig. 3.14. Imagini secvențiale ale impactului gonțului pe o placă din aliaj de aluminiu

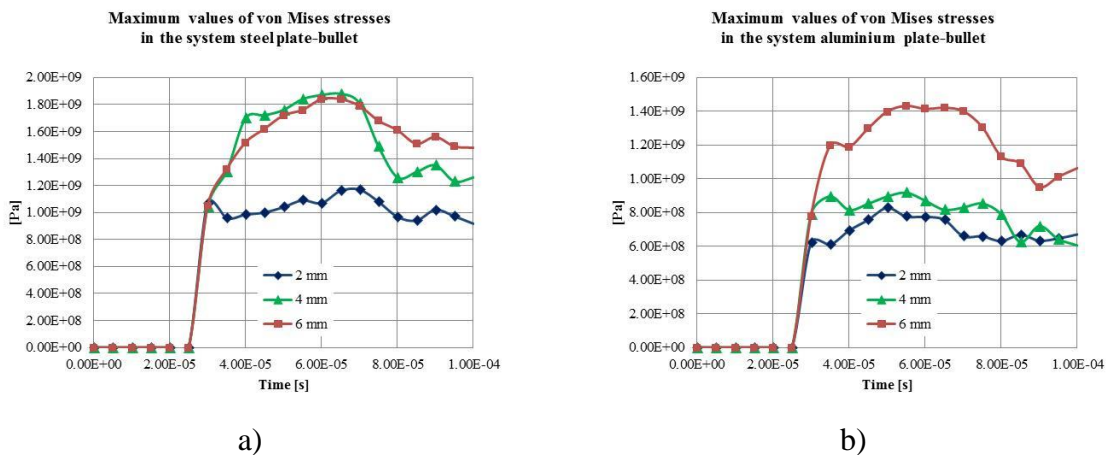


Fig. 3.15. Valori maxime ale tensiunilor von Mises din model



Teste făcute la Scientific Research Center for CBRN Defense and Ecology (București) au validat calitativ forma zonei de impact din plăcile de oțel (Fig. 3.16). Pentru plăcile cu penetrare integrală, această valoare este mai scăzută comparativ cu valorile obținute în sistemul glonț (reținut) – placă fără penetrare totală. Aceste valori sunt posibil de obținut pe sau aproape de interfața celor două corpuri în contact (placă și glonț).

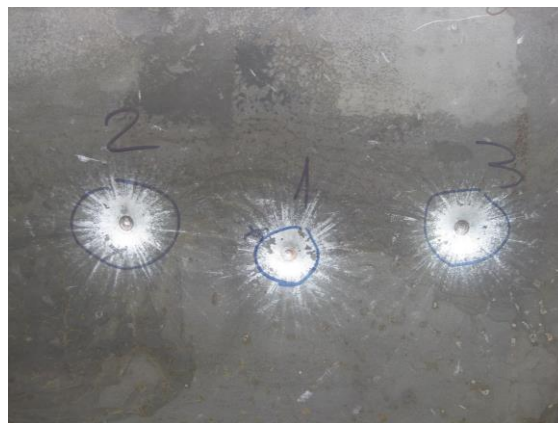


Fig. 3.16. Impact balistic pe o placă de oțel, fără penetrare totală [Centrul de Cercetare Științifică pentru Apărare CBRN și Ecologie]

### 3.6. Modelul pachetului balistic format din straturi cu frecare între ele

Modelul conține 14 corpuri solide: 12 straturi identice, suprapuse, care alcătuiesc placa balistică și 2 corpuri care formează modelul glonțului. (Tabelul 3.5). Rezolvarea este de tip Lagrangean.

Dimensiunile unui strat  $6 \cdot 10^{-2}$  m x  $6 \cdot 10^{-2}$  m x  $0,6 \cdot 10^{-4}$  m, volumul fiind de  $1,35 \cdot 10^{-7}$  m<sup>3</sup>, masa  $1,0597 \cdot 10^{-3}$  kg.

Tabelul 3.5

Denumire corp	Număr de noduri	Număr de elemente
Strat	1250	576
Pachet cu 12 straturi	18816	8748
Glonț (cămașă + miez)	1432	6289
Cămașa glonțului	739	2211
Miezul glonțului	996	4078

Straturile sunt considerate un grup de corpuri, cu opțiunea “multiple materials”.

Pentru glonț, s-a ales opțiunea multiple materials.

Din considerente de proprietăți ale sistemului de calcul, dar și pentru că se consideră impactul pe direcție normală la placă, modelul este redus la un sfert, direcția impactului fiind și axă geometrică de simetrie pentru corpuri.

Conexiunile: pentru materialele glonțului: bonded (lipite).

#### Contact cu frecare:

- coeficient de frecare între straturi: 0,4,
- coeficient de frecare între straturi și glonț: 0,3.

Rețeaua de discretizare (mesh-ul) este dată în Fig. 3.17.

Valoarea maximă a laturii unui element este de  $5,18 \times 10^{-4}$  m.

Analiza este de tip structural, în Explicit Dynamics, cu solverul AutoDyn.

**Condiții inițiale:** viteza glonțului înainte de impact 400 m/s pe direcția Z (direcția impactului normal).

**Condiții limită:** straturile au suprafețele laterale încastrate.

Numărul maxim de cicluri de calcul:  $10^7$ .

Eroarea maximă pentru energie între cicluri 0,9.

#### Elemente sub observație:

- punctul de pe axa modelului, pe spatele pachetului: interesează valoarea maximă și valoarea la finalul rulării (considerând glonțul oprit, viteza lui fiind zero). Diferența între valoarea inițială și valoarea la finalul rulării poate fi considerată BFS. Totuși, deformația pachetului încastrat pe margine este diferită, foarte probabil, mult mai mică decât cea a pachetului balistic de 500 mm x 500 mm;
- punctul din vârful glonțului: interesează fie viteza acestuia, dacă există penetrare completă sau oprirea acestuia (când viteza acestuia este zero);
- tensiunea echivalentă von Mises: valoarea maximă localizează posibilele ruperi în materiale;
- deformația totală;
- accelerația pentru vârful glonțului,
- numărul de straturi rupte.

Modelul de material pentru materialele utilizate în model: biliniar izotrop, cu întărire; este o ipoteză simplificatoare, urmează rularea cu modele dependente de viteza de deformație și considerarea materialului stratului ca fiind anizotrop.

Modelul (Fig. 3.17) este izoterm: tot ipoteză simplificatoare, valabilă pentru cazul studiat (impact balistic cu 400 m/s și glonț FMJ 9 mm, de la o anumită distanță, aici 3 m).

**Tabelul 3.6.** Constante de material în modelul pachet - glonț

Materialul	Modulul lui Young, Pa	Coeficientul lui Poisson	Modul în volum, Pa	Modulul de forfecare, Pa	Limita de curgere, Pa	Modulul tangent, Pa
Strat	$7 \times 10^{10}$	0,35	$7,77 \times 10^{10}$	$2,59 \times 10^{10}$	$6,3 \times 10^8$	$1,9 \times 10^{10}$
Aliaj de cupru	$1,1 \times 10^{11}$	0,3	$1,14 \times 10^{11}$	$4,10 \times 10^{10}$	$2,8 \times 10^8$	$1,15 \times 10^9$
Plumb	$1,6 \times 10^{10}$	0,3	$4,44 \times 10^{10}$	$5,55 \times 10^9$	$3 \times 10^7$	$1,1 \times 10^8$

Criteriul de rupere/cedare: maximum equivalent plastic strain (EPS) (deformația specifică plastică echivalentă maximă): 0,05.

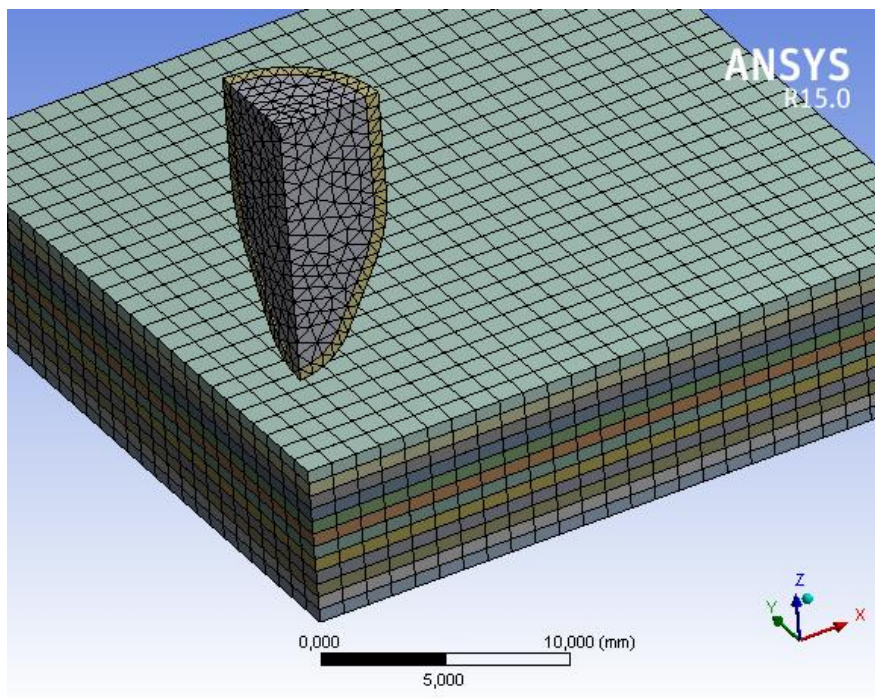


Fig. 3.17. Rețeaua de discretizate pentru modelul cu pachet balistic cu 12 straturi

În Fig. 3.18, sunt date etape la interval de timp de  $10^{-5}$  s, distribuțiile tensiunilor echivalente, în MPa pentru pachet și glonț.

Din cauza modelului realizat cu straturi de suprafețe mici (impuse de resursele de calcul) și de condiția la limită de încadrare, deformația punctului central al spatelui pachetului este mică (mult mai mică decât în cazul rezemării pachetului pe un mediu vâscos, așa cum este plastilina).

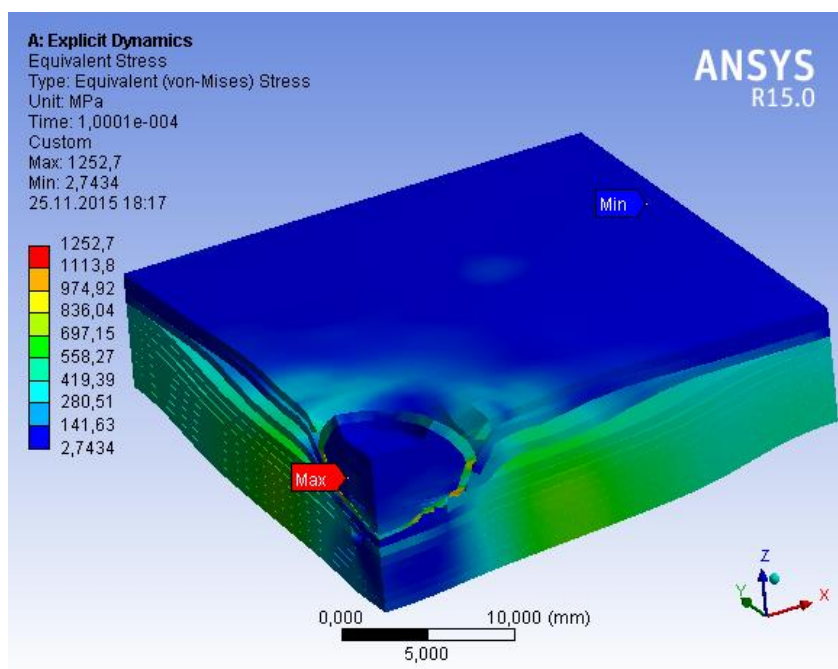
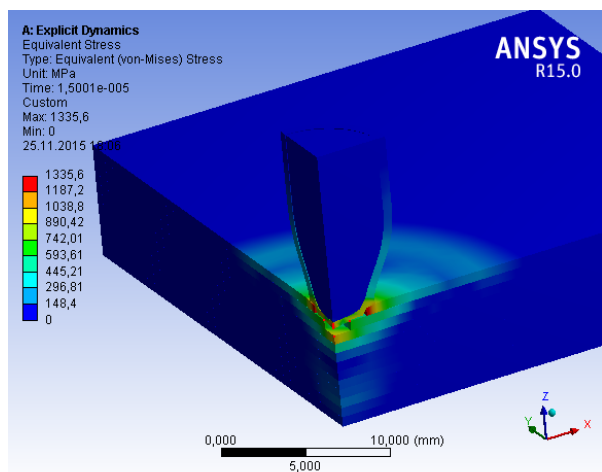
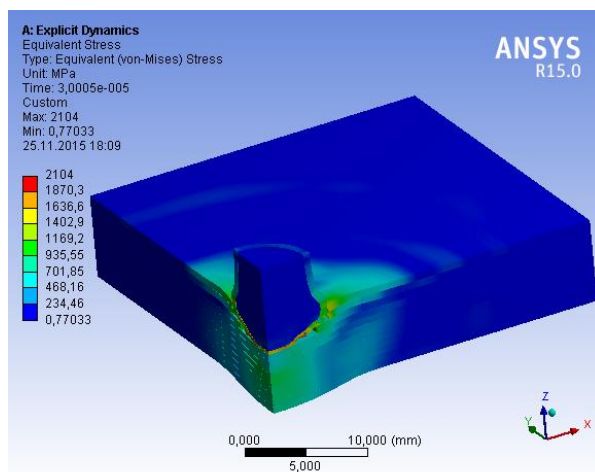


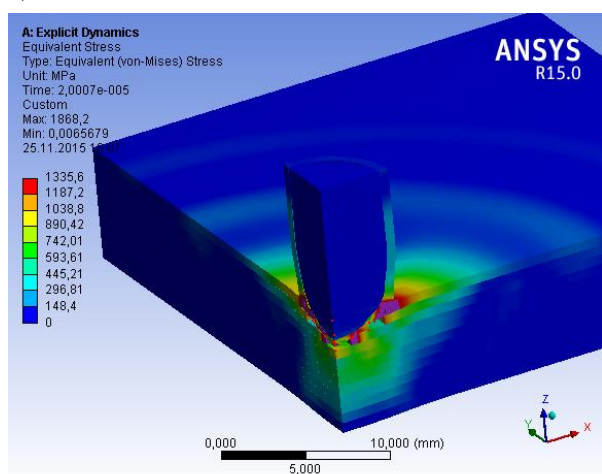
Fig. 3.19



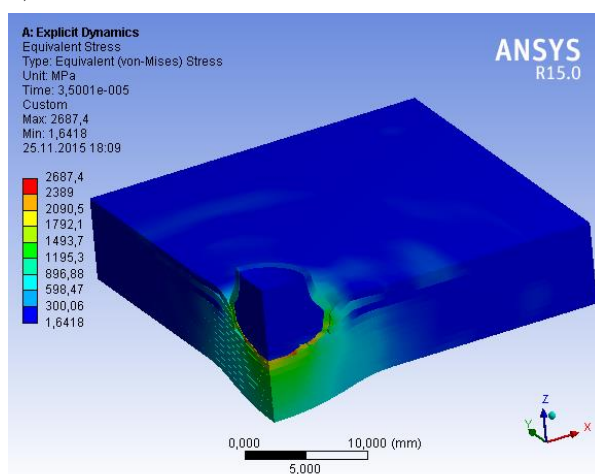
a)  $t=1,5 \times 10^{-5}$  s



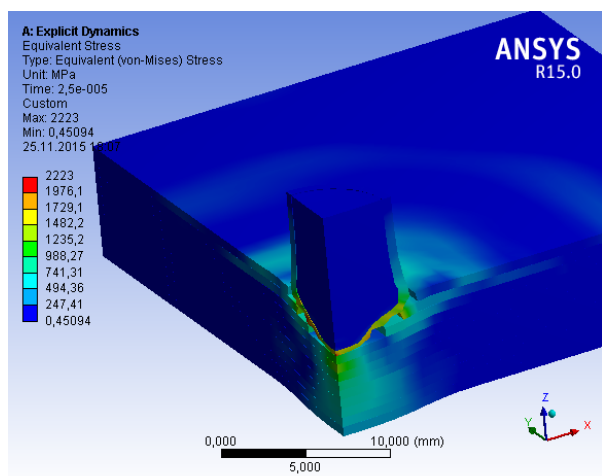
d)  $t=3 \times 10^{-5}$  s



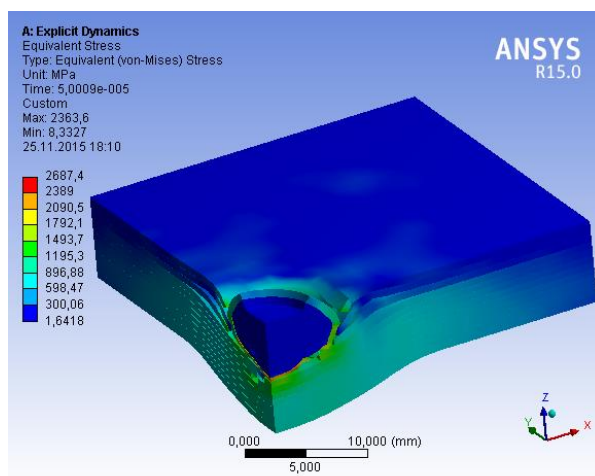
b)  $t=2 \times 10^{-5}$  s



e)  $t=3,5 \times 10^{-5}$  s



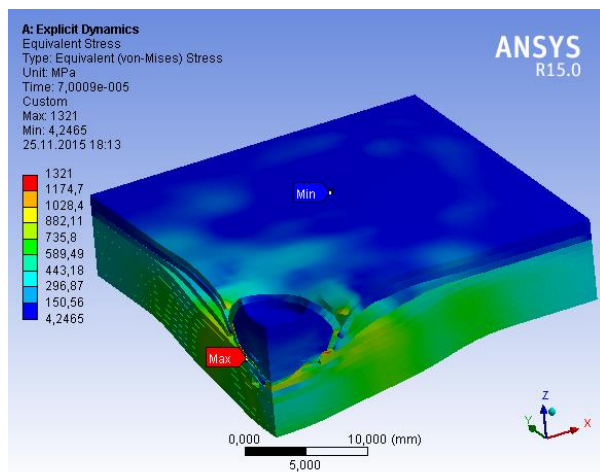
c)  $t=2,5 \times 10^{-5}$  s



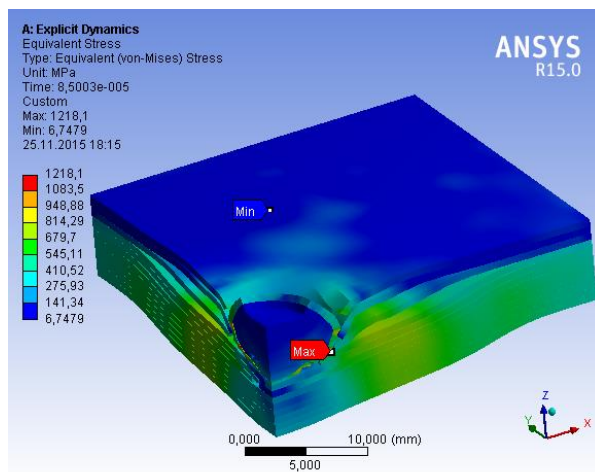
f)  $t=5 \times 10^{-5}$  s

Fig. 3.18. Impactul glonț - pachet stratificat, la diferite momente

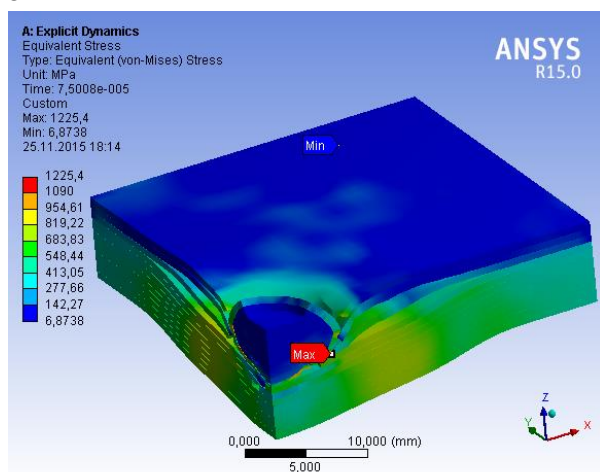




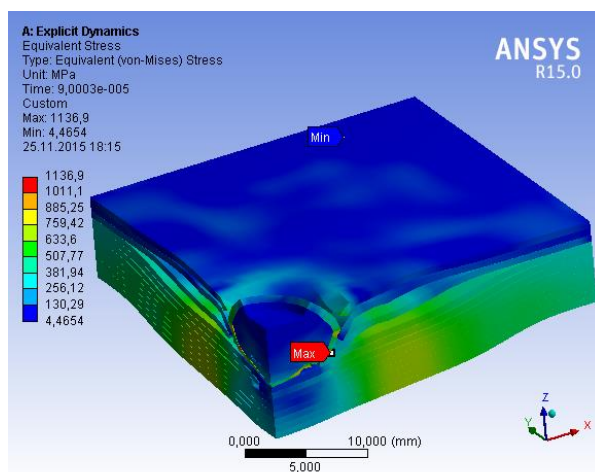
g)  $t=6,5 \times 10^{-5}$  s



i)  $t=8,5 \times 10^{-5}$  s



h)  $t=7,5 \times 10^{-5}$  s



j)  $t=9 \times 10^{-5}$  s

Fig. 3.18 Impactul glonț - pachte stratificat, la diferite momente (continuare)

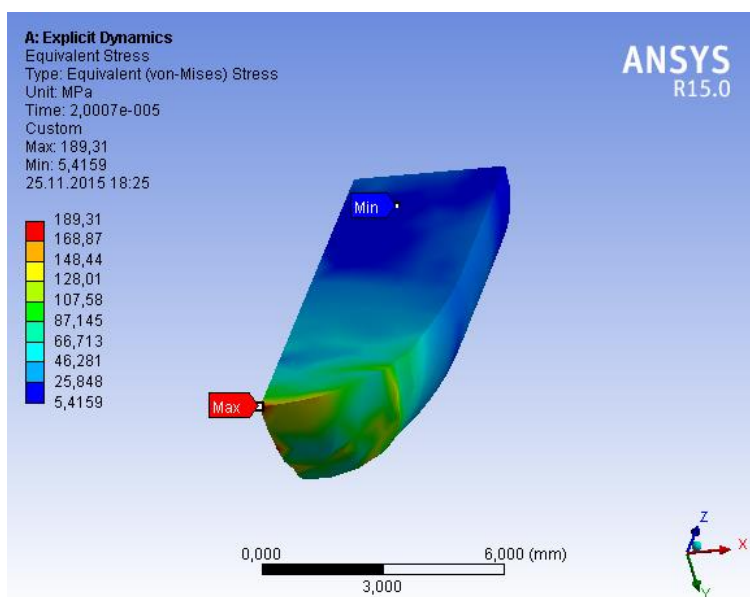
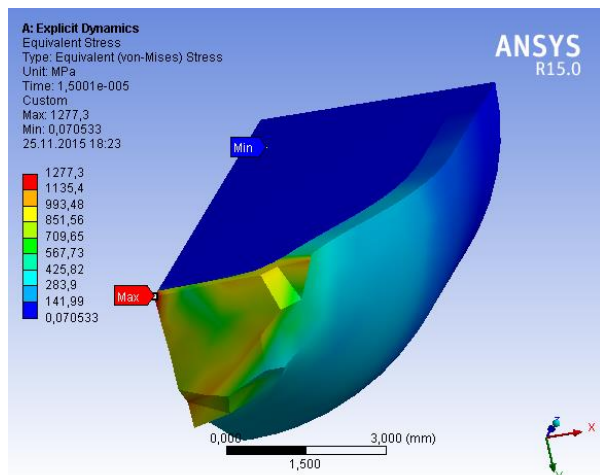
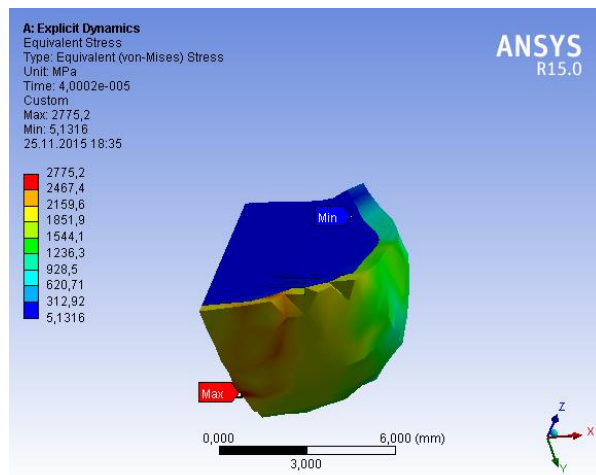


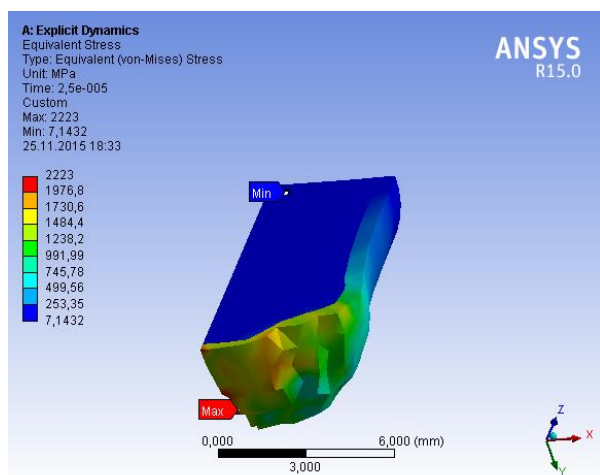
Fig. 3.21. Distribuția de tensiuni von Mises și deformarea miezului glonțului, la momentul  $t=2 \times 10^{-5}$  s



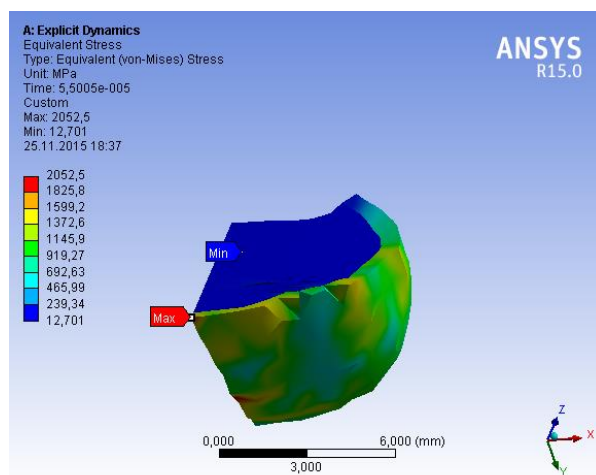
a)  $t=1,5 \times 10^{-5}$  s



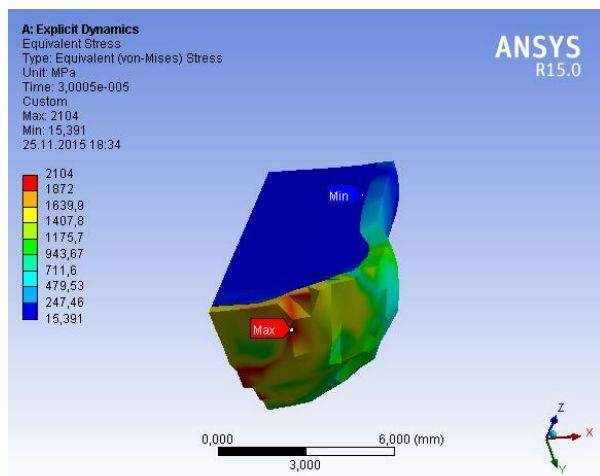
d)  $t=4 \times 10^{-5}$  s



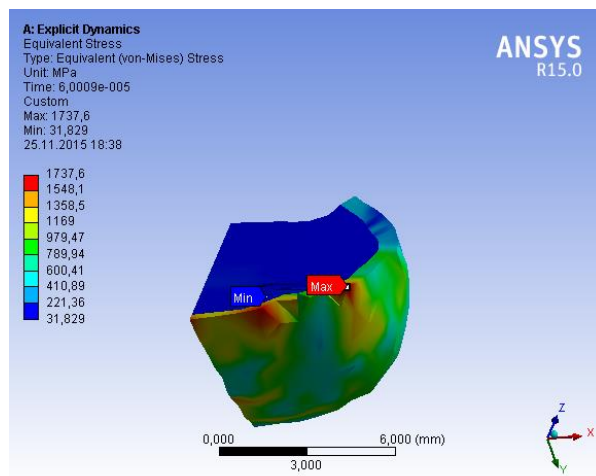
b)  $t=2 \times 10^{-5}$  s



e)  $t=5,5 \times 10^{-5}$  s



c)  $t=3 \times 10^{-5}$  s



f)  $t=6 \times 10^{-5}$  s

Fig. 3.20. Deformarea glonțului și distribuția de tensiuni von Mises

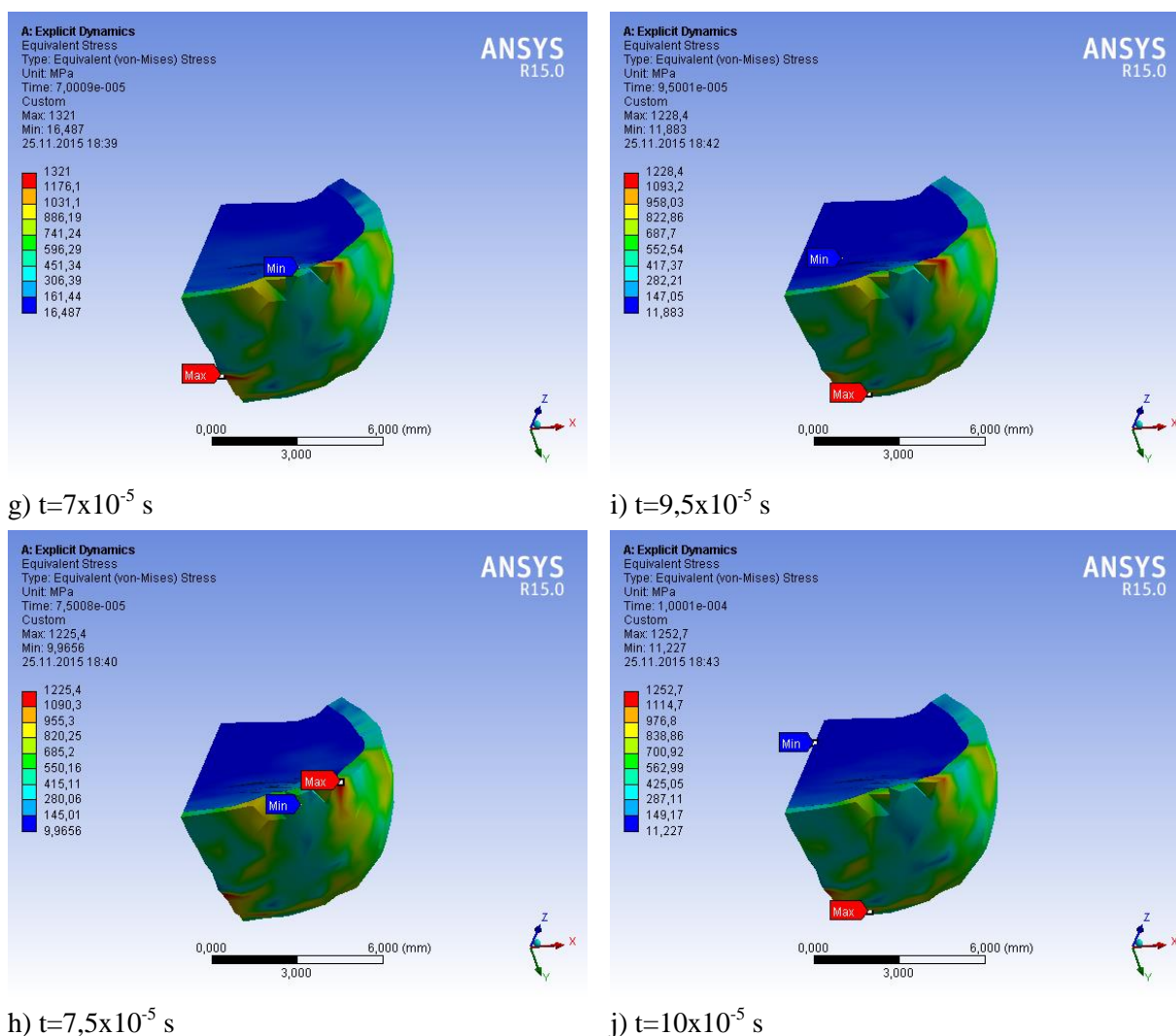


Fig. 3.20. Deformarea glonțului și distribuția de tensiuni von Mises (continuare)

Validarea numărului de straturi rupte în model s-a făcut prin comparație cu experimentul pe pachete flexibile.

Pentru LFT SB1plus, experimental s-au obținut 3...4 straturi rupte, așa cum s-au obținut și pe modelul stratificat simplificat, un strat având proprietăți asemănătoare cu proprietățile mecanice ale unui fir Twaron. În realitate, proprietățile care ar caracteriza un astfel de strat (0, 45, +45, 90) sunt greu de determinat și depind de firele unidirecționale din semifabricat.

Distrugerea glonțului este similară cu cea observată experimental pe gloanțele extrase din SB1plus dar aplatizarea glonțului în model nu este așa de severă ca în realitate.

În Figura 3.20, se observă schimbarea poziției de maxim a tensiunii von Mises pe suprafața sau puțin în adâncimea cămășii glonțului. La  $t=1,5 \times 10^{-5}$  s (Fig. 3.20a), tensiunea maximă este chiar în vârful glonțului, apoi se deplasează spre periferia de contact cu pachetul, crescând la valori de 2100...2200 MPa (valori de compresiune) (Fig. 3.20b) și pe măsură ce materialul cedează în această zonă de maxim (atât materialul cămășii, cât și primul strat),

maximul se localizează în alt punct (Fig. 3.20c), explicându-se astfel aspectul de petale, format de cămașa glonțului pe miezul acestuia, la finalul procesului de impact.

Se observă și fisurarea locală a miezului glonțului. O atenție deosebită trebuie acordată pentru interpretarea hărților de culoare. Având în vedere tensiunile foarte mari la impact între cămașă și primul strat al pachetului, câmpul de tensiuni în miez nu poate fi detaliat în Fig. 3.20. Spre exemplificare, reprezentarea numai a distribuției de tensiuni von Mises, în miezul proiectilului (celelalte corpuri fiind transparente), permite detalierea codului de culori pentru aceste tensiuni, în materialul miezului (care este moale) (vezi Fig. 3.21).

Figura 3.22 prezintă distrugerea unui pachet din 8 straturi la momentul final ( $t=10^{-4}$  s). Se poate considera că modelul a fost validat de teste în sensul că pachetul de 8 straturi a avut și pe model și pe probe, penetrare totală. Pe probe însă au existat gloanțe care s-au oprit pe ultimul strat. dar un asemenea risc nu poate fi asumat în practică și de aceea s-au continuat teste pe 12 straturi de LFT SB1plus.

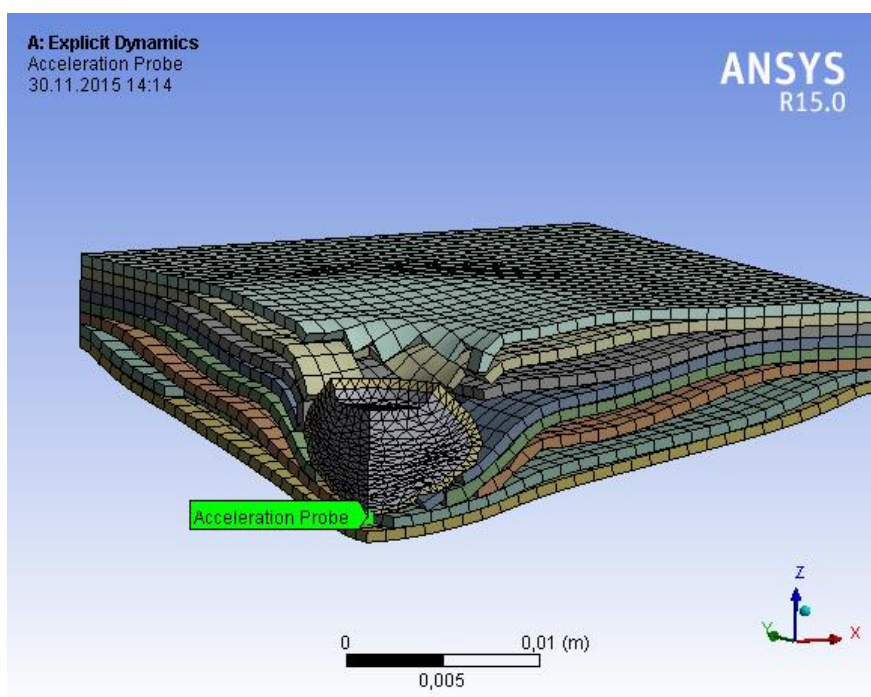


Fig. 3.22. Modelul impactului glonț -pachet stratificat, la momentul final ( $t=10^{-4}$  s), pentru 8 straturi

### 3.7. Concluzii

Modelele analizate în acest capitol au fost:

- impactul glonț - fir în matrice de PE,
- impact glonț - placă de oțel (material izotrop),
- impact glonț - pachet stratificat cu straturi considerate din material izotrop.

Procesele discutate în acest capitol pot ajuta la înțelegerea procesului de distrugere prin impact balistic.



Simularea poate fi utilă pentru evaluarea siguranței unei armuri individuale sau a unui pachet balistic pentru blindaj, evidențiind particularități ale etapelor de distrugere ale glonțului și țintei.

Modelul de cedare a unui fir în matrice a permis etapizarea comportării acestui fir la impact balistic, evidențiindu-se procese care sunt greu de observat pe durata impactului. Forma firului după impact este asemănătoare cu formele firelor obținute după impactul balistic, așa cum au fost observate la microscopul electronic.

Simularea impactului glonț - placă de oțel a subliniat importanța grosimii plăcii și a proprietăților de material.

Deși modelul impactului glonț - pachet stratificat cu straturi izotrope a fost redus ca dimensiuni ale suprafeței din considerente de resurse de calcul, procesul de impact este plauzibil și similar calitativ cu testele experimentale pe pachetele flexibile din LFT SB1plus, modelul fiind validat deoarece numărul de straturi care au cedat sunt aceleași și la model și la pachetul testat. Straturile modelului se manifestă corect în procesul de impact, lucru atestat de fotografiile straturilor distruse pe pachetele din același semifabricat LFT SB1plus.

## Capitolul 4.

### Realizarea pachetelor balistice cu semifabricate din fibre aramidice

#### 4.1. Semifabricatele utilizate la realizarea pachetelor balistice cu fibre aramidice

Având în vedere inamicul neobișnuit cu care se confruntă luptătorul – glonțul, pentru a putea reduce din efectul evenimentului, acesta are nevoie de un aliat cel puțin la fel de neobișnuit. Cercetările de până acum s-au concentrat în găsirea unor materiale speciale (164), (161), (158) și a unor combinații și configurații ale acestor materiale, capabile să răspundă prompt și sigur la amenințările exploziei și efectelor acesteia.

S-au utilizat semifabricatele: CT709 (Tabelul 4.1), LFT SB1 (Tabelul 4.2) și LFT SB1plus (Tabelul 4.3).

Twaron LFT SB1 (Fig. 4.2) și LFT SB1plus (Fig. 4.1) sunt produse obținute continuu pe role, ceea ce duce la o mai bună manevrabilitate în timpul fabricației și oferă o variantă mai economică pentru a crea panouri balistice. Prin utilizarea tehnologiei de laminare, un proces avansat de căldura plus presiune constantă, s-a putut crea o suprafață care oferă un material textil flexibil.

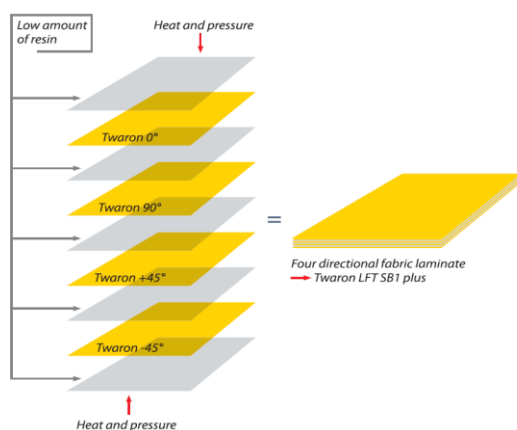


Fig. 4.1. Twaron LFT SB1plus - mod de obținere (Teijin) (Tabelul 4.3) (164), (161)

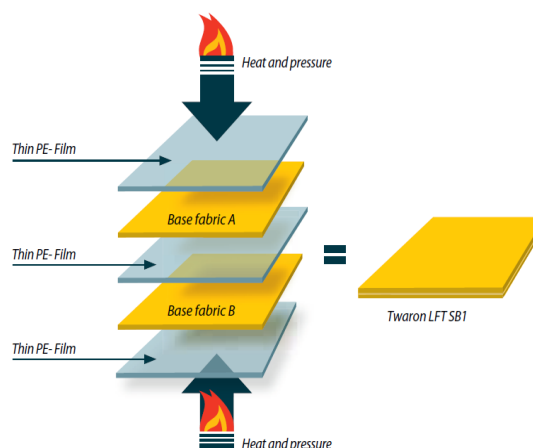


Fig. 4.2. Twaron LFT SB1 - mod de obținere (Tabel 4.2) (Teijin) (164), (161)

Pachetele balistice pot fi folosite individual sau în combinații cu rășini sau alte materiale. Prin folosirea rășinilor se produce o rigidizare a pachetului ducând la un produs finit mai dur.

O combinație de CT 709 (Tabelul 4.1) plus rășina PVB este folosită pentru realizarea căștilor de protecție, printr-un proces termic și cu ajutorul unor utilaje specifice.

Se pot forma pachete balistice individuale și prin coaserea și punerea în comun a unui număr specific de straturi unidirecționale, fiind o metodă constructivă acceptată în special pentru armuri individuale, purtate pe sub haine, de tip jachetă.

Pentru fiecare aplicație este necesar să se analizeze dacă pachetele balistice corespund tipului de amenințare, iar în caz afirmativ, să se aleagă modelul cel mai avantajos din punct de vedere tehnic și economic.

**Table 4.1.** Caracteristici ale semifabricatului CT 709

Densitatea liniară [dtex <sub>nom</sub> ] Urzeală/ Bătătură	Twaron-Type Urzeală/ Bătătură	Set [pe 10 cm]		Masă pe suprafață [g/m <sup>2</sup> ]	Grosime [mm]	Rezistența minimă la tracțiune [N/5 cm x 1.000]	
		Urzeală	Bătătură			Urzeală	Bătătură
930f1000	2040	105	105	200	0.30	8.0	8.50

**Table 4.2** Caracteristici ale semifabricatului LFT SB1

Aplicație principală	Densitate liniară [dtex <sub>nom</sub> ]	Twaron	Masa pe suprafață unitară [g/m <sup>2</sup> ]	Construcție
Veste anti-glonț	930 f1000	2040	220	2 straturi de semifabricat Twaron + 3 straturi de folie din PE

**Table 4.3** Caracteristici ale semifabricatului LFT SB1plus

Aplicație principală	Densitate liniară [dtex <sub>nom</sub> ]	Twaron	Masă pe suprafață unitară [g/m <sup>2</sup> ]	Construcție
Veste anti-glonț	930 f1000	2040	430	4 straturi de semifabricat Twaron + 5 straturi de folie din PE

## 4.2. Procesul de realizare a plăcilor balistice testate

### 4.2.1 Procesul de realizare a unor panouri de blindaj (rigide)

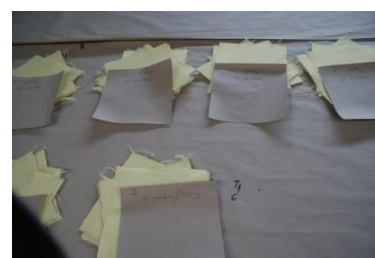
Procesul de fabricație al materialelor constă în tăierea (Fig. 4.3) și formarea de pachete balistice de dimensiunile (Fig. 4.3) 200 mm x 200 mm, cu o grosime variabilă, de la 4,2 la 4,4 mm (în funcție de PE=15g/pachet), formate din 24 de straturi de Twaron LFT SB1.



a) Tăierea straturilor



b) Twaron LFT SB1



c) Twaron LFT SB1

Fig. 4.3. Pachete balistice 200 x 200 mm

Pentru a crea o mai bună integritate a materialului balistic, s-au folosit împreună cu straturile din țesătură aramidică și polietilena (PE) liniară de joasă densitate ( $0,915\text{--}0,925\text{ g/cm}^3$ ) (Fig. 4.4), din cauza punctului de topire în jurul temperaturii de  $110\text{--}120^\circ\text{C}$  și a rezistenței specifice la străpungere, și polivinil butiral (PVB) o rășină folosită pentru aplicații care necesită legături puternice, rezistență mecanică și flexibilitate.

Pachetele balistice au fost supuse unei presiuni de 44 de bari, într-o presă (Fig. 4.5), pentru o perioadă de 25 de minute, la o temperatură constantă de  $145^\circ\text{C}$  și răcite treptat pentru încă 10 minute.

Plăcile balistice rezultate pot fi folosite individual sau în combinații cu alte materiale pentru a crește factorul de siguranță.

Plăcile au fost supuse testelor balistice într-un regim de viteze controlat, pentru a se observa comportarea la impact. Probele au fost testate cu țevă balistică ( $420\text{ m/s}\dots430\text{ m/s}$ ), având ca proiectil un glonț de 9 mm FMJ (Fig. 4.6).

#### 4.2.2. Metodologia de realizare a unor pachete balistice frontale pentru veste exterioare de tip IIa și II (flexibile)

Pentru realizarea pachetelor s-au folosit două tipuri de materiale: Twaron LFT SB1, respectiv Twaron LFT SB1 plus, două marci ale firmei Teijin Aramid, foarte utilizate în protecția balistică individual.

Procesul de fabricație al materialelor consta în tăierea și formarea de pachete balistice de dimensiunile  $500\text{ mm} \times 500\text{ mm}$ , având o arie de  $0,25\text{ m}^2$ , ceea ce situează probele între standardele NIJ-C-4 ( $0,23\text{ m}^2$ ) și NIJ-C-5 ( $0,3\text{ m}^2$ ) pentru suprafețe mari și foarte mari (159).

Dupa tăiere, acestea au fost aranjate în 3 tipuri de pachete, în funcție de numărul de straturi, astfel, pentru Twaron LFT SB1 plus, cele 3 variații ale straturilor sunt de 4, 8 și 12, iar pentru Twaron LFT SB1: 8, 16 și 24.

Numărul straturilor a fost ales special pentru fiecare material, pentru ca acestea să se poată echivala din punct de vedere al protecției balistice.

Pachetele au fost fixate prin coasere pe două margini pentru a menține integritatea și ordinea straturilor.



Fig. 4.4. PE liniară de joasă densitate



Fig. 4.5. Presă termică cu dublu platan (Stimpex SA)



Fig. 4.6. Cartuș de 9 mm FMJ

Probele au fost testate cu țeava balistică 420...430 m/s, având ca proiectil un glonț de 9 mm FMJ (Fig. 4.6).

Diferențele între semifabricatele CT709, LFT SB1 și LFT SB1plus se pot observa în imaginile SEM din Figurile 4.7-4.9, obținute după tăierea semifabricatelor cu o ghilotină de tipografie.

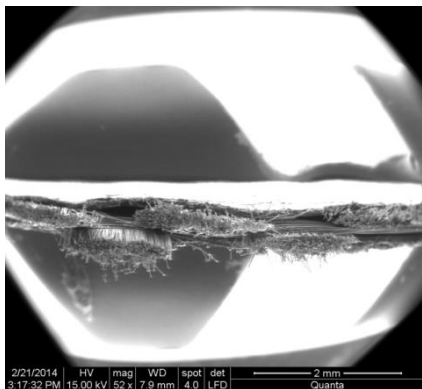


Fig. 4.7. Imagine SEM pentru secțiune prin semifabricatul CT709

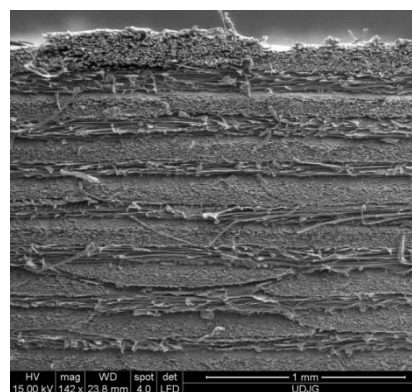
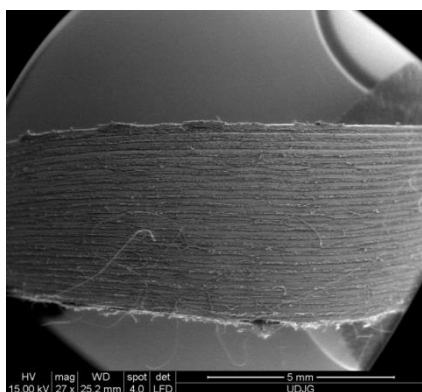
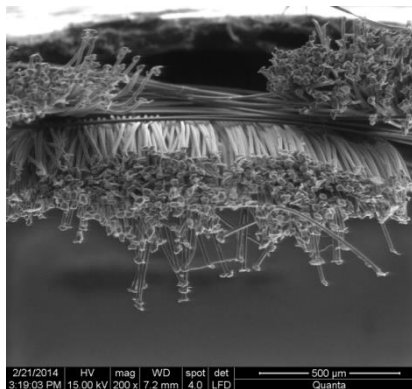


Fig. 4.8. Imagine SEM pentru secțiune prin semifabricatul LFT SB1

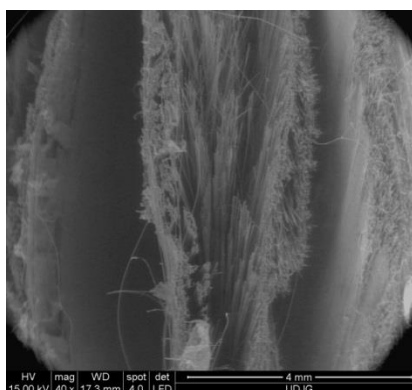
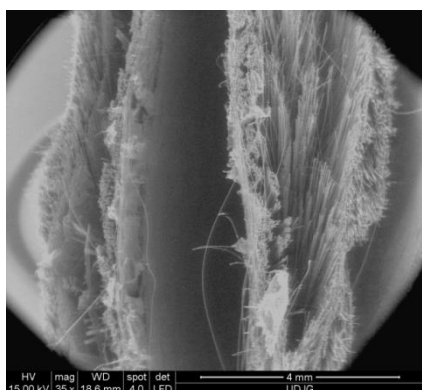


Fig. 4.9. Imagine SEM pentru secțiune prin semifabricatul LFT SB1plus

## Capitolul 5

### Testarea pachetelor balistice pe bază de fibre aramidice la impact balistic cu glonț de 9 mm FMJ

#### 5.1. Introducere

Experimentele balistice sunt cruciale pentru o înțelegere a complexității mecanicii penetrării, pentru a identifica parametrii cheie care definesc perforarea și procesele de deteriorare ale materialelor destinate armurilor (65), (13), (161), (116). Concurența dintre pachetul de protecție și proiectil intensifică activitatea de cercetare asupra ambelor subiecte. Chiar dacă modelele și simularea au devenit mai apropiate de faptele reale pentru impactul balistic (100), munca experimentală este etapa finală pentru introducerea de materiale noi, de metode noi de procesare și îmbunătățiri în răspunsul sistemului de protecție.

Țesăturile sunt introduse în compozitele stratificate destinate protecției la impact. La viteze mici, chiar și fibrele de sticlă pot avea rezultate satisfăcătoare, dar pentru viteze mai mari și pentru o protecție mai bună a corpului uman și a echipamentelor, țesăturile aramidice au proprietăți mai bune (24).

Scopul acestui capitol este

- testarea dacă pachetele concepute de autor rezistă la impact balistic cu glonț de 9 mm,
- de a investiga procesele și etapele de deteriorare cu ajutorul fimării rapide, a SEM și a fotografiei macro,
- de a caracteriza influența numărului de straturi pentru pachetele flexibile.

Gloanțele au rămas în continuare o amenințare majoră pentru viața și integritatea fizică a luptătorilor, dar și a civililor. În multe tipuri de conflicte, inclusiv pe timp de pace, gloanțele rămân principala cauză a pierderilor umane. Este bine cunoscut faptul ca gloanțele diferă mult între ele prin calibru, masă, viteză inițială, camașă, miez, vârf, formă etc. Fabricarea unui echipament de protecție individuală, care să ofere siguranța totală pentru toate aceste gloanțe este o imposibilitate practică, având în vedere și constrângerea drastică impusă de limitarea masei totale a echipamentelor pe care le poate căra un luptător (116).

Din considerente de costuri, acces la echipamente și precizie, orice studiu asupra performanțelor de protecție la impact balistic are o abordare statistică, pe baza unui număr limitat de trageri.

Programul experimental a urmărit comportamentul pachetelor de protecție balistică la gloanțe de 9 mm FMJ, prin trageri în laboratorul LIPBP din CCSACBRNE.

- pentru pachetele rigide de 200 mm x 200 mm, câte un foc pe un pachet, fiind testate 6 pachete pentru fiecare configurație,

- pentru pachetele flexibile au fost trase câte trei focuri pe fiecare pachet de 500 mm x 500 mm, numărul de pachete testate fiind:

pentru LFT SB1plus cu 12 straturi - 6 pachete,



pentru LFT SB1plus cu 8 straturi - 3 pachete,  
pentru LFT SB1plus cu 4 straturi - 3 pachete,  
pentru LFT SB1 cu 24 straturi - 3 pachete,  
pentru LFT SB1 cu 8 straturi - 3 pachete.

## 5.2. Sistemul de testare

Programul de teste experimentale a avut scop evaluarea comportării pachetelor de protecție balistică realizate, la acțiunea gloanțelor de 9 mm FMJ, prin trageri în laborator (Fig. 5.1) și este conform standardului NIJ [159]. Aceste teste au fost structurate pe 2 categorii, astfel:

- caracterizarea rezistenței balistice a pachetelor rigide de protecție pe bază de fibre aramidice prin testarea la acțiunea glonțului de 9 mm FMJ;
- caracterizarea rezistenței balistice a pachetelor flexibile de protecție pe bază de fibre aramidice prin testarea la acțiunea glonțului de 9 mm FMJ.

### Aparatura utilizată la programul de testare

Viteza se măsoară cu ajutorul unui sistem de măsurare viteze proiectile, cronograful Oehler model 43. Cronograful realizează următoarele măsurători: viteza la gura țevii; viteza de control; timpul proiectilului în aer, viteza la țintă.

S-au efectuat filmări cu camera rapidă, atât pentru câteva trageri asupra pachetelor rigide, cât și a celor flexibile, folosindu-se camera de filmare rapidă FASTCAM SA4.



Fig. 5.1. Fotografiiile din laboratorul de tragere au fost puse la dispoziție de Centrului de Cercetare Științifică pentru Apărare CBRN și Ecologie - CCȘACBRNE (Safta, 2011)

### Plastilina sau materialul suport

Cutia pentru materialul suport are dimensiunile 610 mm x 610 mm x 140 mm. Toleranțele pentru aceste dimensiuni sunt  $\pm 2$  mm. Spatele cutiei este detașabil și construit din lemn cu grosime de 19,1 mm. Cadrul frontal este metalic, astfel încât să faciliteze nivelarea plastilinei. Marca plastilinei, așa cum se recomandă în NIJ este Roma Plastilina no.1. Durata de utilizare recomandată este de aproximativ un an, după care ar trebui înlocuită. Plastilina nu

trebuie să nu aibă goluri, să aibă o suprafață liberă netedă și ușor de realizat prin nivelare cu o riglă, suprafața liberă fiind determinată de cadrul metalic de fixare. Calibrarea prin teste cu cădere liberă a unor greutăți s-a făcut conform (160).

Materialul se completează de câte ori este nevoie, și în funcție de tipul de amenințare, se poate accepta această procedură de completare și verificare a consistenței după 24 focuri sau, la latitudinea operatorului, de câte ori este nevoie, sub acest număr.

### **5.3. Procedura de testare**

Determinarea rezistenței balistice a materialelor și echipamentelor de protecție balistică la acțiunea gloanțelor de infanterie se realizează conform NIJ 0101.04/2000 (160), STANAG 2920 (163), STP/M 40202-99 și SMT 40305-2005, astfel: 420-440 m/s și la glonț calibru 9 mm, cu viteza inițială de 400-420 m/s, la distanța de 3 m (condiții normale).

Armamentul și muniția necesare executării încercărilor se află în magazii special destinate, cu regim special, iar experimentele au fost efectuate conform procedurilor operaționale și instrucțiunilor de lucru aprobate.

Tragerile au fost executate de personalul CCSACBRNE.

Urma în plastilina balistică a fost măsurată conform NIJ (160), cu un șubler de adâncime cu precizia de  $\pm 0,1$  mm. După fiecare măsurare, șublerul a fost șters pentru a evita păstrarea eventualelor urme de plastilină pe zona de măsurare.

Au fost respectate regulamentele și normele de protecție specifice acestui tip de laborator

Acest capitol are ca obiectiv testarea și analiza rezultatelor pentru plăci balistice stratificate, de două tipuri, rigide și flexibile, dar realizate cu ajutorul a trei tipuri de țesături:

- plăci rigide obținute prin stratificarea semifabricatelor CT 709 și LFT SB1,
- plăci flexibile obținute prin stratificarea țesăturilor unidirecționale LFT SB1 și LFT SB1 plus. Toate țesăturile sunt produse ale firmei Teijin Aramids (164), (161).

Plăcile rigide s-au obținut prin aceeași tehnologie de suprapunere și presare la cald, dar un tip de plăci a fost obținut prin intercalarea între straturi a unei folii de PE, iar celălalt tip prin lipirea straturilor la cald și prin distribuirea între straturi a unui strat subțire de PVB.

Toate pachetele obținute au ca scop reducerea masei specifice și a deformațiilor în materialul suport (plastilină balistică), pentru a diminua riscul unei traume (pentru cele flexibile) sau protejarea unui sistem (pentru cele rigide).

Testarea comportării la glonț 9 FMJ a pachetelor de protecție realizate urmărește punerea în evidență a rezistenței la penetrare, prin adâncimea urmei lăsate în materialul suport (Back Face Signature, BFS).

Aprecierea penetrării totale a unui pachet este în multe cazuri simplă, atunci când se constată existența unei găuri cu diametrul cel puțin egal cu al calibrului glonțului, și trecerea în întregime a glonțului prin aceasta.

La testarea echipamentelor de protecție balistică individuală, traumatismul se apreciază prin adâncimea amprente care se formează în plastilina pe care se fixează proba.



Standardul admite ca satisfăcătoare materialele și echipamentele la care amprenta în plastilina suport nu depășește 44 mm.

#### **Condiții de mediu**

Aparatura și materialele necesare pentru determinarea rezistenței balistice la acțiunea gloanțelor muniției de infanterie, a materialelor și echipamentelor de protecție balistică, sunt:

- cronograf stabil în domeniul de temperatură 5-40°C, cu precizia de 0,3 %;
- suport rigid pentru țevi balistice;
- țevi balistice care nu depășesc limita uzurii acceptată pentru efectuarea probei;
- armament și muniție corespunzătoare cu NIJ 0101.04/2000;
- higrometru cu precizia de măsurare de 1%;
- barometru cu precizia de măsurare de 1 mm Hg;
- termometru cu precizia de măsurare de 1°C;
- lada suport pentru esantionul de testare, conform SMT 40202/1-2000;
- cameră climatică care permite temperarea la  $20 \pm 5$  °C, asigurând o variație de cel mult 2 °C;
- etuva;
- masă de tragere cu recul compensat.

#### **Condiții ale mediului ambiant:**

- temperatura:  $19 \pm 5$ °C;  $23 \pm 5$ °C;  $21 \pm 5$ °C;
- umiditate relativă: 30 - 70%;
- viteza vântului: 0 - 7 m/s; 0 - 5 m/s; 0 - 5,5 m/s;
- presiunea atmosferică:  $764 \pm 15$  mm Hg,  $760 \pm 15$  mm Hg,  $764 \pm 15$  mm Hg.

Pentru efectuarea încercării se parcurg următoarele etape:

- echipamentul de încercare se poziționează în suportul de prindere la distanța impusă pentru fiecare echipament față de gura țevii; se folosesc tipurile de armament și muniție necesare fiecărui nivel de protecție pentru care se efectuează încercarea;

- se poziționează sistemul de măsurare a vitezei glonțului, începând cu distanța de 2 m de la gura țevii, astfel încât cadrele sistemului să fie în plane perpendiculare pe direcția de tragere; distanța între cadrele sistemului este de 0,5 m; măsurarea distanțelor se realizează cu o precizie de 1 mm;

- se execută foc asupra pachetului de testare.

#### **5.4. Analiza rezultatelor privind protecția balistică a pachetelor rigide**

Procesele discutate în această lucrare pot ajuta la îmbunătățirea înțelegerii proceselor de deteriorare, în particular efectul comportării pachetului supus testării.

Pachetul din LFT SB1+PVB a avut o comportare mai bună la impactul cu glonțul de 9 mm deoarece urma produsă în plastilina balistică a fost mai mică cu 2...3 mm comparativ cu cea obținută pentru pachetele cu straturi din CT 709.

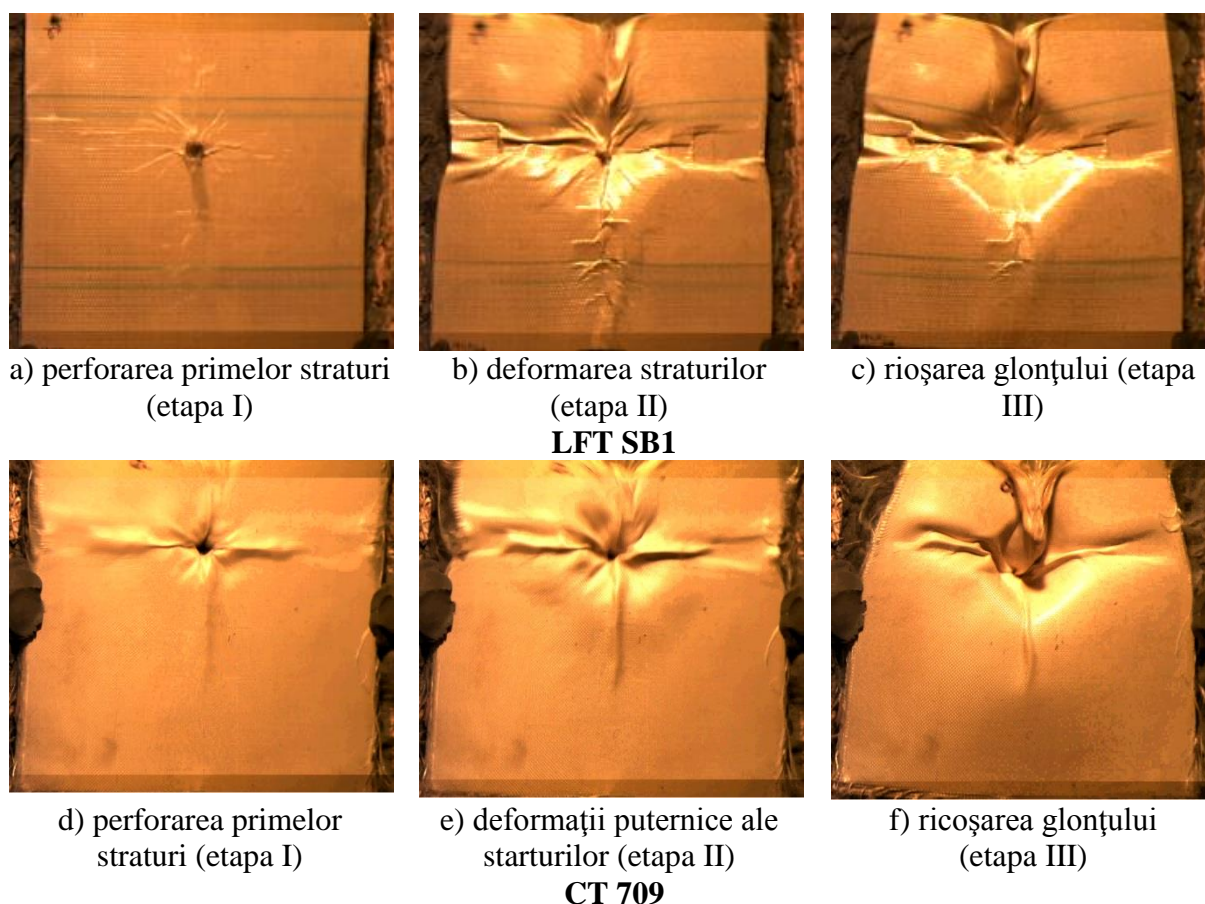


Fig. 5.2. Imagini pe durata impactului pentru fiecare tip de pachet balistic (imagini obținute cu o cameră de filmare rapidă, cu 4500 cadre/s)

Luând în considerare lucrări de referință (100), (13) au fost identificate pe filmele înregistrate cu camera de filmare rapidă următoarele etape (Fig. 5.2),

- **etapa I** este dominată de deformare și mecanisme de disipare a energiei; transferul de moment dintre proiectil și țesătură duce la o creștere a energiei cinetice a țesăturii, care la început duce la producerea deformației piramidale. Simultan, firele încep să se îndrepte și se alungesc pe măsură ce unda longitudinală se propagă de-a lungul firului, ducând la o creștere a energiei interne și/sau de deformare a firului (proces statistic). Prinderea pachetului influențează frecarea între fire și reorientarea lor, acesta fiind un proces semnificativ de disipare a energiei;

**etapa II** este dominată de frecarea produsă la tragerea firului; unul sau mai multe fire pot fi trase din țesătură și se disipă o cantitate mare de energie prin această frecare de alunecare; viteza de evoluție a decelerației este, de obicei, mai mică în această etapă decât în etapa I; dar tragerea excesivă a firelor promovează mecanismul de deschidere a țesăturii, glonțul împingând în lateral câteva fire principale, pe durata penetrării prin țesătură; modelul de țesătură sau modul de aranjare și de menținere a compactității firelor unidirecționale (prin coasere sau împletire rară, cu alte tipuri de fibre care mențin densitatea de suprafață a firelor) influențează mecanismul de deschidere;

- **etapa III** corespunde regiunii de post-impact, pentru impact fără penetrare, proiectilul putând fi arestat în țesătură; în funcție de material, proiectil și parametrii impactului, aceste etape pot diferi ca durată și aparență (100).

Investigația cu ajutorul microscopiei electronice a evidențiat o comportare diferită a celor două panouri stratificate. În plus, deteriorarea glonțului a fost diferită, după lovirea țintei (Fig. 5.6).

Există și alte mecanisme de disipare a energiei, inclusiv deformarea glonțului, energie termică locală, energie acustică, antrenarea aerului, deformația transversală a firului și frecări între fibrele firului și între fire.

Imaginile SEM au fost analizate pe trei nivele:

- nivel micro pentru evaluarea distrugerii fibrelor,
- nivel mezo pentru deteriorarea firelor,
- nivel macro pentru evaluarea distrugerilor la nivel de strat de țesătură / semifabricat, dar și la nivelul întregului pachet.

### **Moduri de deteriorare a firelor și țesăturilor, analizate pe investigații SEM și macrofotografie**

**Ruperea localizată a firului** apare când toate fibrele firului se rup aproape în același loc, de obicei în punctul de contact cel mai ascuțit dintre penetrator și fir. Cele două cauze ale ruperii firului sunt întinderea firelor pe lungimea lor și forfecarea pe grosime. Fibrele din fir vor ceda când deformația indusă de depășește deformația de rupere. Deformația la rupere este dependentă de viteza de deformare și în general descrește cu creșterea vitezei de deformare.

**Cedere în puncte diferite pe fir** este atunci când fibrele dintr-un fir se rup în diferite puncte de-a lungul lungimii firului și nu neapărat în punctul de impact. Ruperea poate apărea oriunde între punctul de impact și marginile de prindere.

**Scoaterea / tragerea firului.** Tragerea firului apare când niciuna dintre fibrele din fir nu se rupe, dar un capăt al firului este tras afară din rețeaua țesăturii. Acest tip de distrugere se poate întâmpla doar la fire slăbite sau neprinse (pe margine). Forța necesară tragerii firului din rețea este forța de frecare de pe aria de contact dintre firul în cauză și celelalte fire perpendiculare, cu care se intersectează. Pe măsură ce firul este tras în afară, numărul de fire cu care se intersectează descrește constant, rezultând o scădere graduală a sarcinii pe fir.

**Fibrilarea.** Fragmentarea fibrelor de-a lungul lor sau fibrilarea este un mod de distrugere favorizat de acțiunea abrazivă pe lungimea fibrei (dar și tracțiunea are un rol în fibrilare). În sistemele cu multe straturi (stratificate), frecarea între straturi rezultă în abraziunea perpendiculară pe axa fibrei. Toate proiectilele care au capabilități de pătrundere prin țesătură, cum ar fi formele semisferice, ogivale și conice, provoacă o splitare a fibrelor, care nu au diferențe semnificative față de sistemele mono-strat.

**Arcuirea, bombarea sau nealiniera firelor ortogonale.** Existența fenomenului de trecere prin țesătură produce, de obicei, o gaură mai mică decât diametrul proiectilului și un număr mai mic de fire fiind rupte comparativ cu numărul de fire care intersectează proiectilul.

Figurile 5.3 și 5.4 prezintă mecanisme similare de rupere a fibrei, dar firul rămâne mai grupat și capetele rupte sunt torsionate și răsucite la pachetele din LSF SB1 comparativ cu mai multe fibre rupte prin tracțiune în pachetul din CT 709.

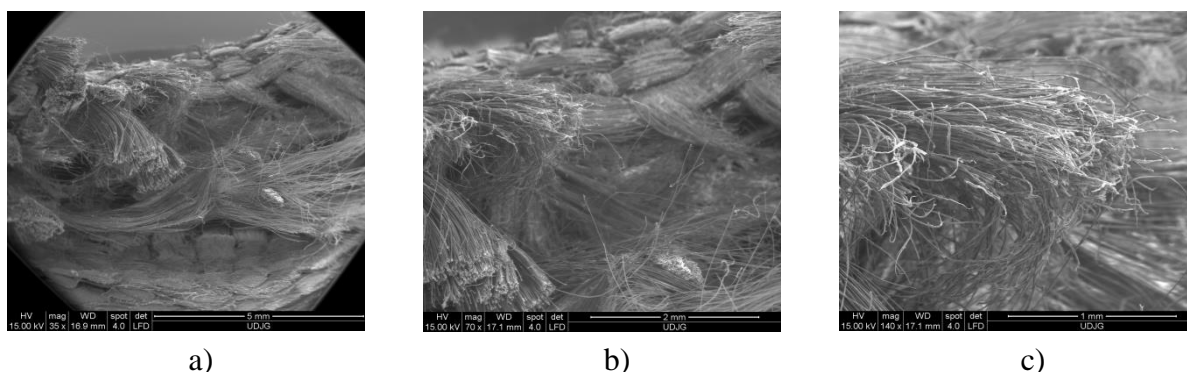


Fig. 5.3. Imagini SEM pentru pachetul realizat din straturi de semifabricat (țesătură) CT 709

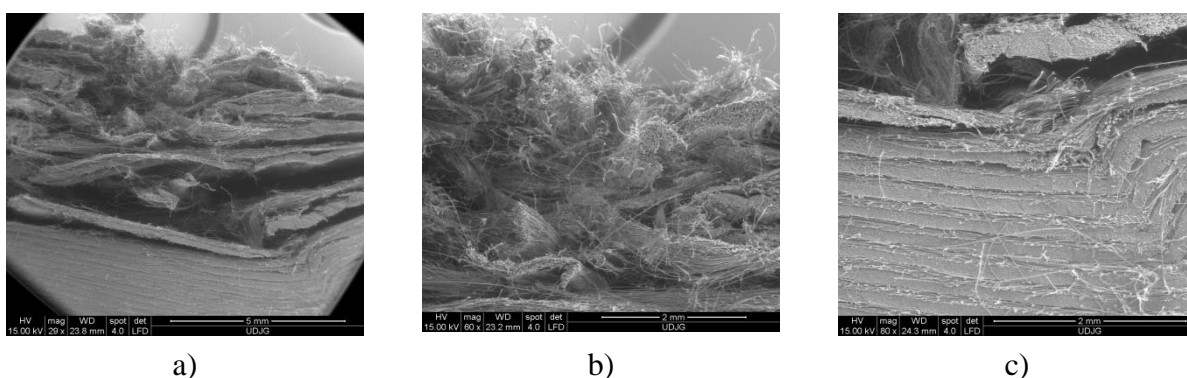


Fig. 5.4. Imagini SEM pentru pachetul realizat din straturi de semifabricat (material bistratificat din fibre aramidice unidirecționale) LSF SB1

Figurile 5.5 și 5.6 prezintă detalii ale capătului rupt al firelor. Chiar dacă fibrele par să fie similare ca dimensiuni, stilul de dispunere în semifabricat și structura stratului (1 strat de țesătură la CT 709 și două straturi de fibre unidirecționale cu trei straturi subțiri de UDPE pentru LFT SB1) produc moduri diferite de distrugere a firelor. În pachetul format din CT 709, glonțul pare să fi pătruns mai ușor printre fire, dându-le mai ușor deoparte pe cele deja rupte.

Aspecte tipice ale deteriorării fibrelor sunt date în Figurile 5 până la 8. În pachetul realizat LFT SB1: cojire sau peeling (Fig. 5.6c) și micro-fibrilare în zona apropiată de impact (Fig. 5.6c) (Fig. 5.6b și c), forfecare simplă (Fig. 5.8b); în pachetul din CT 709: răsucirea și subțierea firului lângă capătul rupt (Fig. 5.7b, c). Firele rămân mai grupate în pachetul din LFT SB1 comparativ cu pachetul din CT 709. Efectul suprapunerii firelor de formă lenticulară datorită formării (țeserii) particulare (fire unidirecționale țesute rar, numai pentru compactare, cu un alt tip de fir), comparativ cu țesătura simplă, caracteristică pentru CT709, care ondulează firul, reducându-i din rezistență.

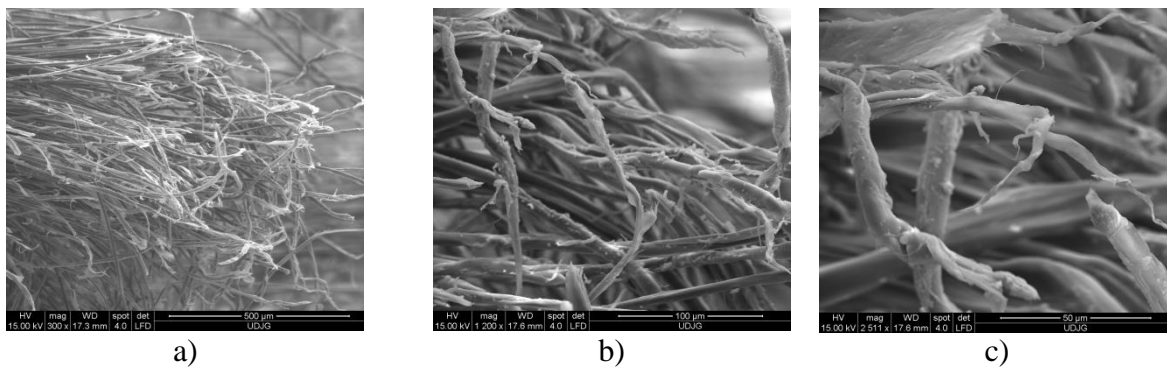


Fig. 5.5. Aspecte ale ruperii fibrelor pentru pachetul din CT 709

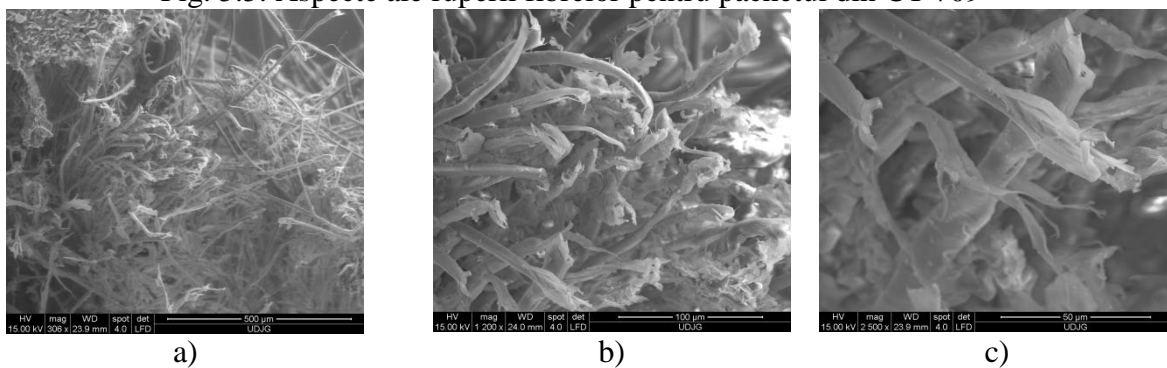


Fig. 5.6. Aspecte ale ruperii fibrelor pentru pachetul din LFT SB1

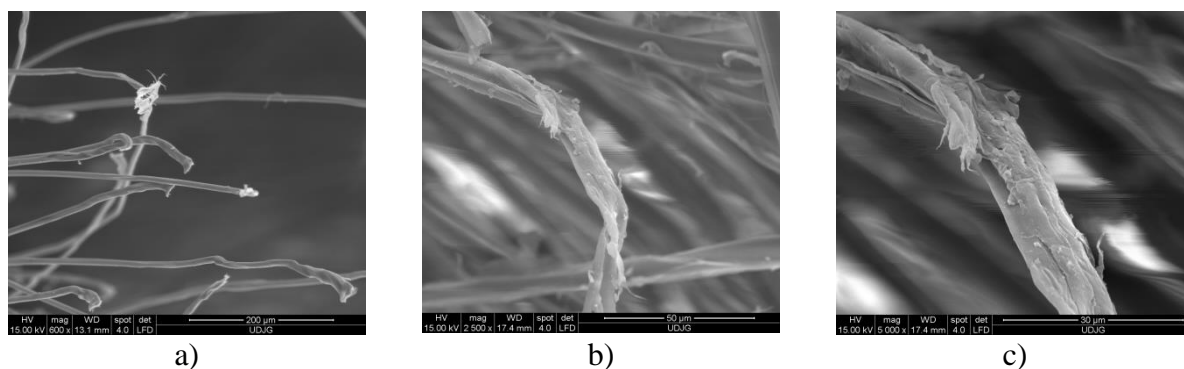


Fig. 5.7. Alte imagini SEM ale fibrelor rupte în pachetul din CT 709

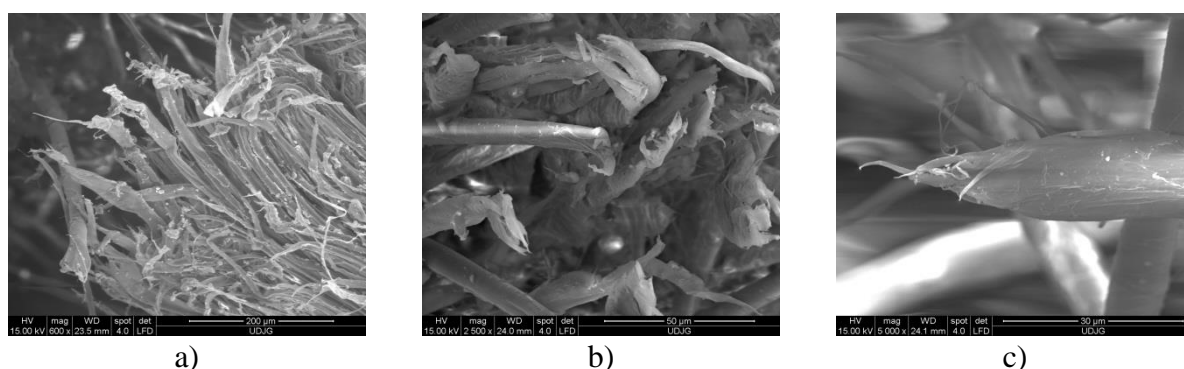
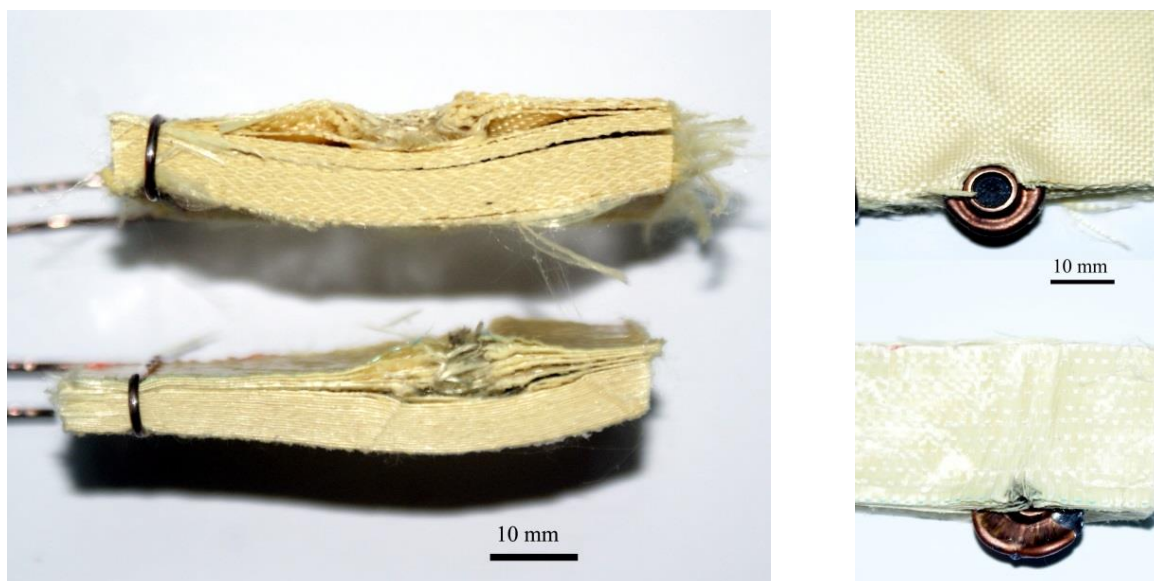


Fig. 5.8. Alte imagini SEM ale fibrelor rupte în pachetul din LFT SB1

Din Fig. 5.9, se poate observa că polietilena poate disipa o oarecare cantitate de energie de impact deoarece acest polimer are proprietăți bune de amortizare și menținere în contact a straturilor.





a) Pachet tăiat, glonțul a fost extras. Clama de hârtie a fost folosită doar pentru a sugera grosimea inițială a pachetului

b) Vedere frontală a pachetului

Fig. 5.9. sus – pachet din straturi de CT 709; jos – pachet din straturi de LFT SB1 (cu strat intermediar de PE) (Pîrvu, 2014)



a) vedere din spate

b) vedere frontală

Fig. 5.10. Gloanțe extrase din pachete rigide (stânga – glonț extras din LFT SB1, dreapta – glonț extras din CT 709)

După testare, straturile rupte au fost numărate pentru fiecare pachet. De exemplu, pachetele din Fig. 5.19 sunt caracterizate astfel: pachetul realizat din CT 709 a avut 4 straturi rupte (reprezentând 12,5% din numărul total de straturi - 32) iar pachetul realizat din LFT BS1 a avut tot 4 straturi rupte, dar ele reprezintă 16,66% din numărul total de straturi - 24). Pachetul realizat din LFT SB1 obligă glonțul să se aplatizeze mai mult, dar glonțul oprit în pachetul CT 709 este mai puțin aplatizat, dar mai înalt (Fig. 5.10), explicându-se astfel, urma mai adâncă în plastilina balistică.

**Concluzii asupra pachetelor rigide.** Pachetele din LSF SB1 s-au comportat mai bine în ceea ce privește deteriorarea și adâncimea maximă a urmei obținute în plastilina suport. Pentru aceste pachete, avantajul, deși nu foarte mare, a fost în favoarea LSF SB1. Pentru acest material, investigația SEM a evidențiat un număr mai mic de straturi distruse și mecanisme de compactare și distrugere diferite comparativ cu pachetele din CT 709. Fibrele au fost distruse similar (deci nivelul micro nu are mari diferențieri în mecanismele de distrugere) dar ruperea / deteriorarea firelor este diferită.

În Tabelul 5.1 este dată o analiză comparativă a proiectilului (glonțului) extras din pachetele rigide CT709 și pachetele rigide din LFT SB1, realizate cu strat intermediar de PVB. Figurile 5.10 și 5.11 prezintă o comparație între modul de detriorare al glonțului tras în pachetul balistic rigid format cu straturi de CT709 și cel tras din pachetul format cu straturi de LFT SB1plus.

**Tabelul 5.1.** Analiza comparativă a glonțului extras din pachetele rigide

<b>CT709</b>	<b>LFT SB1</b>
glonț compact mai puțin aplatizat fără ruperi camașa nu este fragmentată formă de ciupercă	glonț cu începuturi de fragmentări pe margine mai aplatizat cu ruperi ale cămașei și miezului formă total diferită tip farfurie



Fig. 5.11. Vedere laterală a gloanțelor extrase din pachete rigide (stânga – glonț extras din LFT SB1, dreapta – glonț extras din CT 709)



Fig. 5.12. Vedere din spate a gloanțelor extrase din pachete rigide (stânga – glonț extras din LFT SB1, dreapta – glonț extras din CT 709)

## 5.5. Analiza rezultatelor obținute pentru pachetele flexibile

### 5.5.1. Studiul pe imagini la nivel macro

Fotografierea este un mijloc de investigați a plăcilor balistice pentru că poate evidenția caracteristici ale trecerii glonțului prin material sau opririi lui în material. Figurile 5.13 și 5.14 dau detalii ale trecerii glonțului prin fiecare strat. Se observă calitatea materialelor deoarece oprirea gloanțelor, indiferent de ordinea lor de tragere, s-a realizat la același nivel al pachetului. Observațiile calitative au fost în favoarea pachetului realizat din LFT SB1plus.



a)



b) Detaliu al focului 1

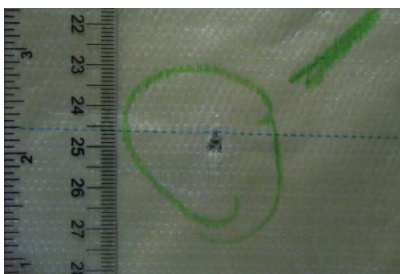


c) Detaliu al focului 2



d) Detaliu al focului 3

Vedere frontală, proba III din SB1 (24straturi) , stratul 1



b) Detaliu al focului 1



c) Detaliu al focului 2



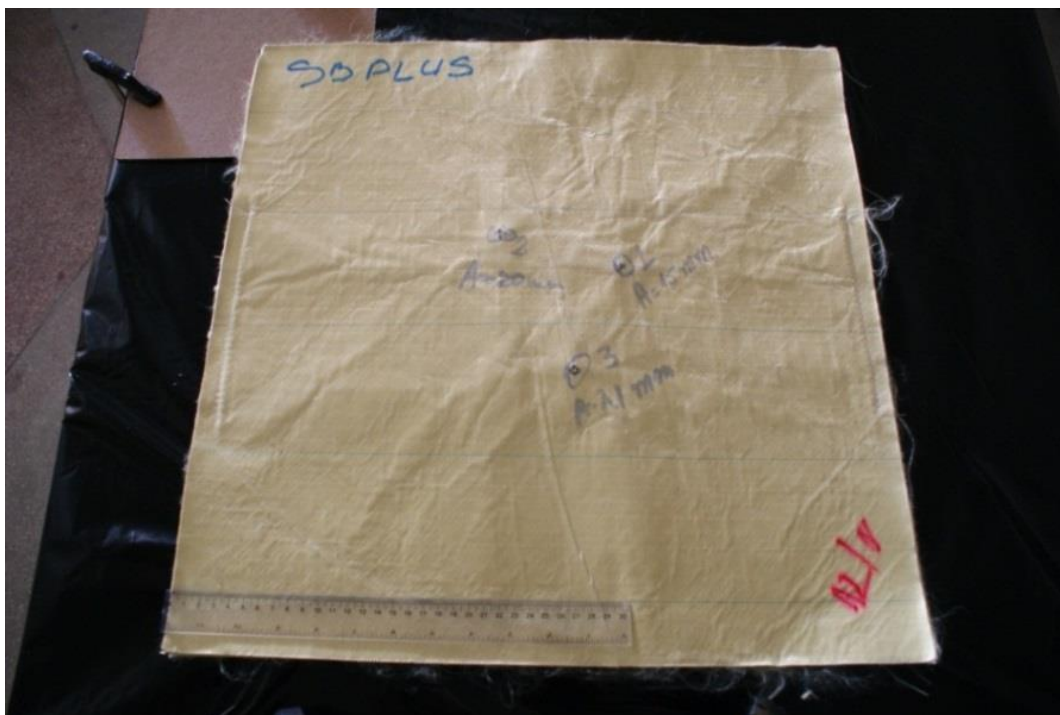
d) Detaliu al focului 3

Vedere frontală, proba III din SB1, stratul 2

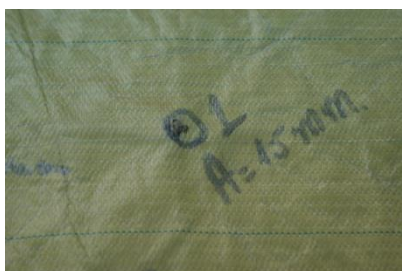
Vedere frontală, proba III din SB1 (24 straturi), stratul 9

Fig. 5.13.

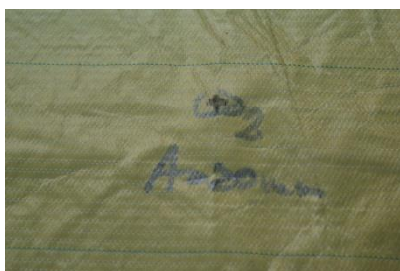




a)



b) Detaliu al focului 1



c) Detaliu al focului 2

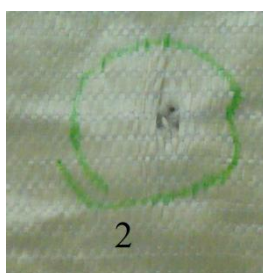


d) Detaliu al focului 3

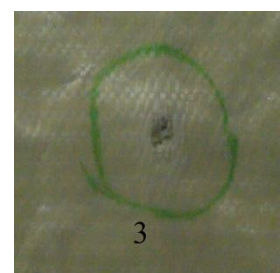
Vedere frontală, proba III din SB1+ (12 straturi), stratul 1



b) Detaliu al focului 1



c) Detaliu al focului 2



d) Detaliu al focului 3

Vedere frontală, proba III din SB1+, stratul 2



b) Detaliu al focului 1



c) Detaliu al focului 2



d) Detaliu al focului 3

Vedere frontală, proba III din SB1+, stratul 3



b) Detaliu al focului 1



c) Detaliu al focului 2



d) Detaliu al focului 3

Vedere frontală, proba III din SB1+, stratul 4



b) Detaliu al focului 1



c) Detaliu al focului 2



d) Detaliu al focului 3

Vedere frontală, proba III din SB1+, stratul 5

Fig. 5.14.

Figura 5.15 prezintă detalii ale unei penetrări totale în pachetul flexibil, realizat din 8 straturi de LFT SB1, iar Figura 5.16 dă detalii ale găurii de penetrare totală pentru un pachet realizat din 4 straturi de LFT SB1plus. Comparând cele două suite de imagini, se observă un aspect al distrugerii mai pronunțat pentru ultimul strat față al pachetului din LFT SB1 comparativ cu fața ultimului strat din pachetul realizat din LFT SB1plus.



**SB1 pachet din 8 straturi - penetrare totală**



Strat 1 față



Strat 1 spate



Strat 2 față



Strat 2 spate



Strat 3 față



Strat 3 spate



Strat 4 față



Strat 4 spate



Strat 5 față



Strat 5 spate



Strat 6 față



Strat 6 spate



Strat 7 față



Strat 7 spate



Strat 8 față



Strat 8 spate

Fig. 5.15. LFT SB1 pachet din 8 straturi, cu penetrare totală. Se observă lipsa subpachetului suport (ultimile straturi care rezistă la compresiune și nu sunt distruse prin rupere sau tragere din semifabricat)



**LFT SB1plus pachet din 4 straturi (1 strat este format din 4 substraturi 0, 90, 45, -45)**



Strat 1 față



Strat 1 spate



Strat 2 față



Strat 2 spate



Strat 3 față



Strat 3 spate



Strat 4 față



Strat 4 spate

Fig. 5.16. LFT BS1plus. Pachet din 4 straturi

### 5.5.2. Analiza urmelor din materialul-suport (Back Face Signature)

Valorile pentru adâncimea urmei în materialul suport (BFS) (Fig. 5.17) pentru plăcile din SB1plus sunt date în Tabelul 5.2 iar pentru plăcile din SB1 sunt date în Tabelul 5.3. Schema de măsurare a BFS este dată în Fig. 5.17 și a fost determinată conform NIJ Standard-0101.06 (159).

Figurile 5.18 și 5.19 arată împrăștierea valorilor obținute pentru fiecare pachet.

Valorile pentru BFS pentru plăcile din SB1plus sunt date în Tabelul 5.1 iar pentru plăcile din SB1 sunt date în Tabelul 5.2.

Urmele din materialul suport, măsurate pentru un test P-BFS, pentru un nou pachet pentru armură, sunt analizate pentru a determina dacă aceasta va oferi o protecție adecvată împotriva traumelor (fără perforare / pătrundere a pachetului). Cerințele din NIJ Standard-0101.06 (159), din subcapitolul 7.8.8, precizează că toate adâncimile urmelor măsurate din materialul suport, obținute din focuri care se încadrează în cerințele de tragere să nu depășească 44 mm sau să fie mai mici, sau dacă BFS depășesc 44 mm atunci să existe un

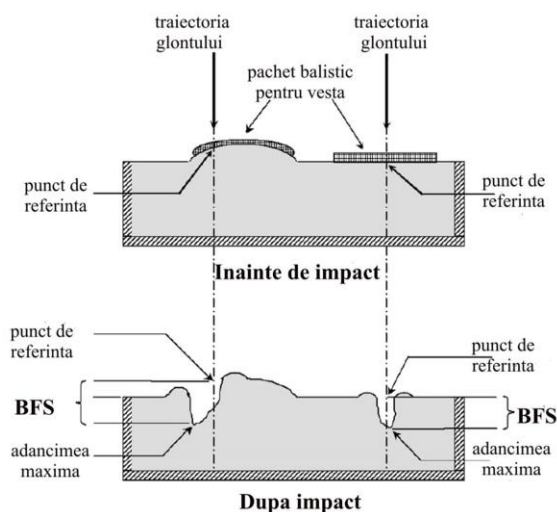


Fig. 5.17. Determinarea adâncimii urmei din materialul suport (159)

Tabelul 5.2

LFT SB1 plus nr straturi pe placa/ nr proba	Cod	Trageri		
		1	2	3
		BSF [mm]		
12/1	1	15	20	21
12/18	2	29	24	21
12/12	3	23	25	25
12/19	4	18	12	21
12/13	5	14	15	17
12/9	6	16	14	20
8/8		26	PT	
8/9		21	PT	
8/6		30	33	31
4		PT		
4		PT		
4		PT		

Tabelul 5.3.

Simbol pachet	LFT SB1		
	Tragerea 1	Tragerea 2	Tragerea 3
I	24	22	21
II	21	27	31
III	23	22	23
IV	19	24	21
V	22	26	24
VI	17	23	26

coeficient de încredere de 95 % că 80 % din adâncimile urmelor din materialul suport vor fi de 44 mm sau mici. În niciun caz o urmă în materialul suport nu va depăși 50 mm.

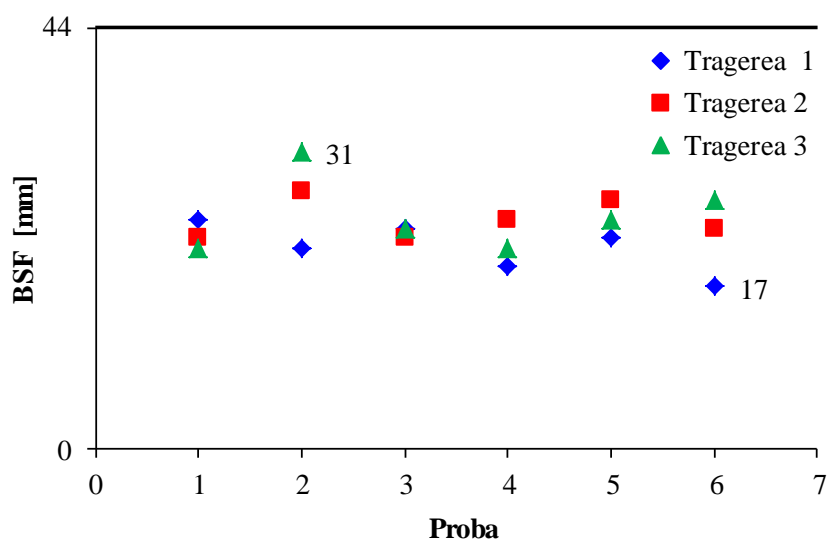


Fig. 5.18. BFS pentru probele din B1 (valorile de pe grafic sunt în milimetri ca valori extreme ale BFS)

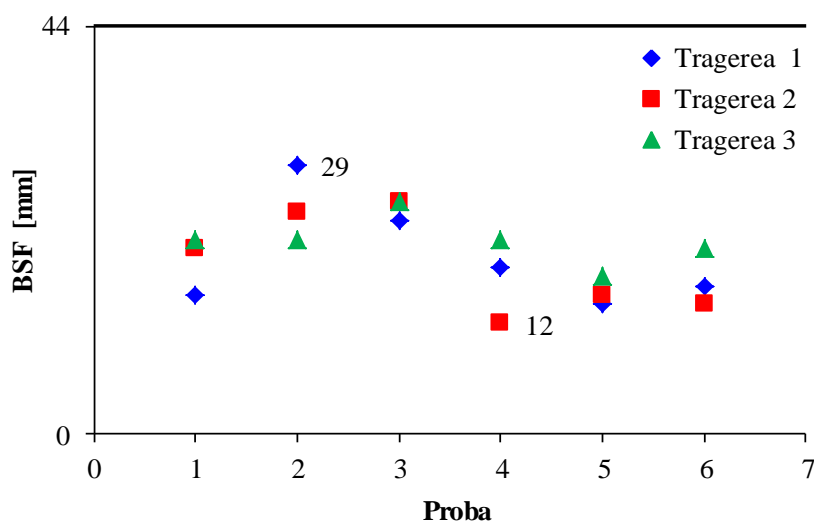


Fig. 5.19. BFS pentru probele din B1plus (valorile de pe grafic sunt în milimetri ca valori extreme ale BFS)

Cerințele pentru a doua condiție pot fi verificate folosind o limită de toleranță statistică. În acest caz, este de așteptat ca o parte din întreaga populație a măsurătorilor BFS să fie pe sau deasupra limitei statistice superioare de toleranță. Pentru a face calculul, se presupune că populația măsurătorilor BFS este normal distribuită și limita de toleranță superioară,  $Y_U$ , trebuie să fie mai mică sau egală cu 44 mm. Limita de toleranță superioară se definește astfel:

$$Y_U = \bar{Y} + k_I s \quad (5.1)$$

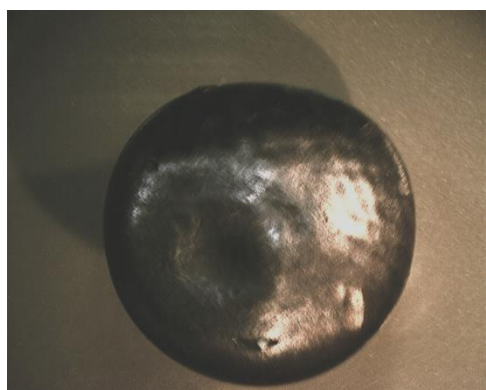


în care  $\bar{Y}$  este media tuturor măsurătorilor BFS pentru eșantioanele de placă, model, condiții și amenințarea balistică care se testează (tipul penetratorului sau glonțului).  $k_I$  este un factor care trebuie să fie determinat astfel încât intervalul să acopere porțiunea adecvată,  $p$ , cu o încredere (coeficient de încredere) de  $\gamma$ ,  $s$  fiind deviația standard a eșantionului.

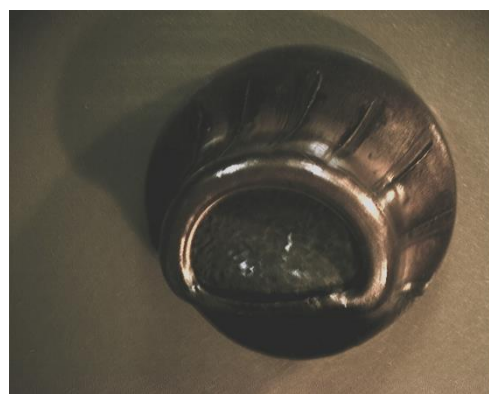
Pentru analiza măsurătorilor BSF în concordanță cu cerințele NIJ Standard-0101.06, probabilitatea ca nicio măsurătoare BSF să nu depășească 44 mm trebuie să fie cel puțin 80%, deci,  $p = 0,80$  și coeficientul de încredere este 95%, rezultând  $\gamma = 0,95$ . Valorile critice pentru distribuția normală pot fi calculate sau obținute din tabele.

Valoarea admisibilă a probabilității BSF de 20% poate părea mare; totuși, de această valoare se ține seama atât pentru variația performanței armurii, care trebuie să fie mică, cât și pentru variația măsurătorilor BSF din cauza materialului suport și a modului de pregătire a acestuia. Dacă este atent tratată și pregătită, calitatea materialului suport din testul de laborator poate minimiza variația cauzată de acesta. Probabilitatea cerută se alege pentru a reduce acea posibilitate ca un proiect acceptabil de armură să cadă testul PBSF din cauza variației rezonabile a proprietăților materialului suport.

Semifabricatul din care este realizat pachetul și numărul de straturi influențează forma glonțului (Fig. 5.20 și Fig. 5.21).



a)



b)

Fig. 5.20. Gloanțe recuperate după penetrare totală prin LFT SB1plus, pachet din 4 straturi



a)



b)

Fig. 5.21. Gloanțe recuperate după penetrare totală prin LFT SB1, pachet din 12 straturi

## 5.6. Concluzii asupra performanțelor balistice ale pachetelor flexibile

În alte câteva studii (13), (146) în care s-a cercetat influența numărului de straturi, s-a observat că o creștere a numărului de straturi duce la o absorbție mai mare de energie, la un anumit număr chiar la oprirea proiectilului. Dar peste un anumit număr de straturi, adăugarea acestora nu face decât să adauge masă pachetului de protecție iar raportul rezistență la impact / masă să fie compromis.

Având în vedere timpul limitat și resursele financiare disponibile pentru acesta, studiul s-a efectuat pe un set de probe cu număr limitat de straturi, astfel încât să se contureze totuși o viitoare optimizare a numărului de straturi în funcție de tipul de protecție avut în vedere.

Testele s-au efectuat pe 8, 16 și 24 de straturi pentru LFT SB1 și pe 4, 8 și 12 straturi pentru LFT SB1plus. Aceste valori s-au ales pe baza componenței semifabricatelor (LFT SB1 din două straturi de fibre aramidice unidirecționale) iar LFT SB1plus din 4 straturi de fibre aramidice unidirecționale.

Din analiza datelor măsurate ale BFS, pentru eșantioanele testate, s-a obținut o medie aritmetică de 23,11 mm pentru pachetele din SB1 și o medie de 19,44 mm pentru pachetele din LFT SB1plus. Deviația standard a eșantionului este pentru pachetele realizate din SB1 de 3,14 mm, iar pentru cele din LFT SB1plus de 4,65 mm.

Limitele de toleranță superioare pentru BFS au fost

$$Y_{U,SB1} = \bar{Y} + k_1 s = 23,11 + 1,39 \cdot 3,14 = 27,49 \text{ mm}$$

$$Y_{U,SB1plus} = \bar{Y} + k_1 s = 19,44 + 1,39 \cdot 4,65 = 25,93 \text{ mm}$$

Având în vedere că limita admisă pentru nivelul de protecție II și IIA (160) este 44 mm, pe baza rezultatelor programului de teste efectuate în acest studiu, se pot face recomandări pentru realizarea de produse finite pe baza acestor materiale.

## **Capitolul 6.**

### **Concluzii și contribuții personale**

#### **6.1. Importanța temei**

Teza de doctorat cu titlul “Un studiu teoretic și experimental al pachetelor de protecție balistică cu fibre aramidice” se alătură efortului de salvare a vieții oamenilor, în contextul expunerii acestora la amenințări de tip „atac individual”. “Războiul modern devine din ce în ce mai puțin o confruntare directă între două armate ale unor state sau alianțe, și tot mai mult o confruntare între două forțe disproporționate economic și militar, în care fiecare parte încearcă să găsească noi tehnici de a câștiga lupta” [116].

Terorismul dă grupurilor mici mijloacele pentru a ataca cu succes o forță mai mare, pe care nu ar putea-o angaja într-o acțiune militară clasică. La aceste amenințări este supusă și populația civilă, indiferent de vârstă, gen sau condiție socială.

Creșterea gradului de protecție a personalului mărește șansele de reușită ale unei intervenții, întrucât crește și suportul psihologic al acestuia. Astfel, întărirea lanțului de intervenție în punctul său central (soldat, polițist) are urmări salvatoare asupra vieții oamenilor nevinovați.

Obiectivul acestei lucrări este de a testa materiale relativ noi pe piața elementelor de protecție. Pentru a contribui la acest obiectiv, am parcurs un program de cercetare sistematizat, atât teoretic, cât și practic, fiind ajutat de specialiști în domeniul simulării impactului, a producerii și testării pachetelor, de la următoarele instituții:

Academia Tehnică Militară, București,

Centrul de Cercetare Științifică pentru Apărare CBRN și Ecologie, București,

Stimpex SA București

Institutul Național de Cercetări Aeriospațiale “Elie Carafoli” - INCAS București,

Institutul de Tehnologii Avansate (ITA) București,

INAS Craiova,

Universitatea “Dunărea de Jos” din Galați.

Experiența și capacitățile acestora au ajutat la depășirea granițelor personale de studiu și analiză a problemei.

Teza de doctorat are ca scop cercetarea, dezvoltarea și caracterizarea a două tipuri de pachete balistice (rigide și flexibile) prin trageri reale în poligon în vederea validării modelului teoretic realizat.

Programul de testare experimentală a urmărit comportamentul plăcilor de protecție balistică la acțiunea glonțului de 9 mm FMJ, și este, pentru plăcile flexibile, conform standardelor aplicate la testarea materialelor balistice.

## **6.2. Concluzii finale**

Teza de doctorat este realizată ca o lucrare complexă, unitară și cu valoare documentară conferită de studiile, cercetările și experimentele efectuate.

În cuprinsul acesteia este realizată o sinteză a cercetărilor în domeniu, a testelor experimentale realizate pentru evidențierea performanțelor balistice a materialelor și plăcilor pe bază de fibre aramidice.

Structural, lucrarea este organizată pe 6 capitole, interdependente între ele, care, prin succesiunea logică oferă soluții privind interpretarea și mai buna înțelegere a comportării materialelor stratificate pe bază de semifabricate din fibre aramidice.

## **6.3. Contribuții personale**

Prin cercetările efectuate și prezentate în lucrarea de față, prin modul de abordare al problemei, și prin rezultatele obținute, s-au adus o serie de contribuții originale în domeniul abordat.

Pricipalele contribuții sunt, în esență, următoarele:

- am analizat, sistematizat și prezentat o documentație utilă pentru abordarea studiului teoretic și experimental; am sistematizat un vast material bibliografic cu privire la caracteristicile materialelor balistice și performanțele acestora utilizate de-a lungul timpului la realizarea echipamentelor de protecție balistică individuală. În general, aceste caracteristici sunt un secret de fabricație a producătorilor de asemenea echipamente și nu sunt făcute public;
- am identificat și justificat tendința de utilizare a materialelor compozite pe bază de fibre aramidice care se folosesc cu preponderență în vederea asigurării caracteristicilor de protecție ridicată a mijloacelor de protecție balistică individuale;
- am realizat un model matematic al proceselor de impact dintre penetrator (glonț) și pachetul de protecție balistică individuală din diverse materiale. Acest model matematic a fost validat prin trageri experimentale. Rezultatele obținute prin calculul cu elemente finite și cele obținute experimental sunt apropiate; aceste analize și sinteze, coroborate cu rezultatele obținute prin analiză numerică cu elemente finite, conduc la micșorarea numărului de experimentări, la scurtarea perioadei care se derulează între momerntul lansării proiectului și introducerea produsului în înzestrare. Toate acestea conduc la reducerea semnificativă a prețului de cost al sistemelor de protecție balistică individuală;
- am determinat BFS și am analizat procesele distructive din pachetele balistice testate. Rezultatele ajută la compararea răspunsului la impact și îmbunătățirea performanțelor pachetelor balistice;
- împreună cu specialiștii Centrului de Cercetare Științifică pentru Apărare CBRN și Ecologie, am stabilit procedura de testare a pachetelor balistice realizate de mine;
- diseminarea rezultatelor; o parte din realizările personale au fost cuprinse în lucrări științifice la conferințe internaționale de specialitate, precum și în articole publicate în reviste;

- a fost detaliat managementul programului de testare a pachetelor de protecție balistică, sub aspectul articolelor de testare utilizate, locul de testare și instrumentația folosită, testele efectuate.

- Pentru efectuarea programelor de testare a mijloacelor de protecție balistică individuală a fost utilizată aparatura performantă existentă în cadrul Centrului de Cercetare Științifică pentru Apărare CBRN și Ecologie.

- Rezultatele experimentelor au demonstrat faptul ca modelele matematice, metodele de calcul, procedurile specifice de testare și programele de testare au fost stabilite având la baza un suport științific (documentar și de laborator).

#### **6.4. Direcții de cercetare deschise de teză**

Pe parcursul anilor de doctorat, în urma studiilor și documentărilor efectuate din literatura de specialitate internațională și națională, în urma programelor de concept, cercetare și realizare a pachetelor balistice, a experimentelor, am observat și am concluzionat comportamente ale materialelor, mecanisme de interacțiune proiectil – placă balistică. Totul se află într-o strânsă și unică competiție dintre penetrator și mijloacele de protecție balistică individuale. Tendința acestei competiții se poate transpune astfel:

Preocuparea spre obținerea de echipamente de protecție balistică individuală cât mai ușoare și rezistente la amenințări balistice multiple. Acest lucru se poate direcționa către:

- obținerea și caracterizarea de materiale noi, pe baza fibrelor aramidice, la nivel de pachet balistic;

- testarea și experimentarea materialelor obținute la efectele amenințărilor balistice;

- selecția materialelor care oferă protecție balistică maximă;

- modelarea numerică a fenomenelor de impact dintre penetrator și mijloacele de protecție balistică la nivel mezo și macro;

- aplicații industriale civile, acolo unde există riscul de impact (aeronautică, energetică etc.) Cunostintele teoretice, cele practice de realizare și de testare a mijloacelor de protecție balistică individuală pot fi utile la introducerea în înzestrarea Armatei Române a produselor: vesta antiglont nivel IIA, pachete balistice de protecție din LFT SB1 și LFT SB1plus, după parcurgerea testelor reglementate în standardele de profil. Aceste produse se situează la nivelul celor realizate pe plan mondial.

## Bibliografie selectivă

1. Abrate S. (editor), *Impact Engineering of Composite Structures*, ISBN 978-3-7091-0522-1, Springer Wien New York, 2011.
2. Abrate S., *Introduction to the Mechanics of Composite Materials*, pp. 1-48, *Impact Dynamics*, pp. 71-96, *Ballistic impact on composites*, 16th International conference on composite materials, ISBN 978-3-7091-0552-1, Springer Wien New York, 2007.
3. Alekseevskii V P., *Penetration of a rod into a target at high velocity*. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 2, pp. 63-66, 1966.
4. Anderson C.A., Mullin Jr. S.A., Kuhlman C. J., *Strain-rate effects in replica scale model penetration experiments*, SwRI Report 3593/002, Contract DE-AC04-90A1 58770 DAAL3-91 -C-0021, South East Research Institute, San Antonio, Houston, Detroit Washington, DC, 1998.
5. Barauskas R., 6th European LS-DYNA Users' Conference, *Multi-Scale Modelling of Textile Structures in Terminal Ballistics*, paper 4.5.2, Detroit, 2000.
6. Barauskas R., Abraitienė A., *Multi-resolution finite element models for simulation of the ballistic impact on non-crimped composite fabric packages*, *Composite Structures*, 104, pp. 215-229, 2013.
7. Bautista L., *Ballistic and impact protection finishes for textiles (Chapter 19)*, pp.579-606, in *Functional Finishes for Textiles. Improving Comfort, Performance and Protection*, Woodhead Publishing Series in Textiles, <http://dx.doi.org/10.1533/9780857098450.2.579>, Elsevier, 2015.
8. Bazhenov S. L., Goncharuk G. P., *A Study of Yarn Friction in Aramid Fabrics*, *Polymer Science, Mechanics of Polymers*, Ser. A, vol. 54, no. 10, pp. 803-808, 2012.
9. Bazhenov S. L., Rogozinskii A.K., Malkov S.S., Berlin A.A., *An Anomalous Dependence of the Elastic Modulus of Aramid Fibers on Strain*, *Polymer Science, Polymer mechanics*, Ser. A, vol. 53, no. 12, pp. 1182-1186, 2011.
10. Bazhenov S., *Dissipation of energy by bulletproof aramid fabric*, *Journal of materials Science*, vol. 32, pp. 4167-4173, 1997.
11. Ben-Dor G., Dubinsky A., Elperin T., *Applied High-Speed Plate Penetration Dynamics. Solid Mechanics and Its Applications*, vol. 132, ISBN-10 1-4020-4239-6 (e-book), Springer, 2006.
12. Ben-Dor G., Dubinsky A., Elperin T., *Optimization of two-component composite armor against ballistic impact*, *Composite Structures*, 69 pp. 89-94, 2005.
13. Bhatnagar A., *Lightweight ballistic composites*, CRC Press, Boca Raton Boston New York, ISBN 978-1-84569-144-4, 2006.
14. Bilisik K., *Stick-slip behavior of para-aramid (Twaron) fabric in yarn pull-out*, 83, 13, *Textile Research Journal*, <http://trj.sagepub.com/content/83/1/13>, 2012.
15. Billon H., *A Model for Ballistic Impact on Soft Armour Combatant Protection and Nutrition Branch Aeronautical and Maritime Research Laboratory*, DSTO-TR-0730, Australia, 1998.
16. Bragov A., Antonov F., Morozov S., Khominich D., *Numerical Optimization of Multi-Layered Composite Armor*, *Light-Weight Armour Group (LWAG) conference-2014*, <https://www.datadvance.net/media/publication/numerical-optimization-of-the-multi-layered-composite-armor.html>, 2014.
17. Brogliato B. (Ed.), *Impacts in Mechanical Systems. Analysis and Modelling*, ISBN 3-540-67523-X, Springer, 2000.
18. Bucharr J., Rolc S., Pechacek J., *Numerical Simulation of the Long Rod Interaction With Flying Plate*, *Proc. 21st Int. Symp. on Ballistics*, San Antonio, 15-19 November, pp. 520-527, 1999.
19. Bucur F., *Contribuții la îmbunătățirea factorului de protecție a blindajelor pentru autovehicule militare*, Teză de doctorat, Academia Tehnică Militară, 2015.
20. Bunsell A. R. (editors), *Handbook of tensile properties of textile and technical fibres*, Woodhead Publishing in Textiles, Number 91, Woodhead Publishing Ltd, CRC Press LLC, ISBN 978-1-84569-680-1 (e-book), 2009.
21. Bürger D., Rocha de Faria A., de Almeida S.F.M., de Melo F.C.L., Donadon M.V., *Ballistic impact simulation of an armour-piercing projectile on hybrid ceramic/fiber reinforced composite armours*, *International Journal of Impact Engineering* 43, pp. 63-77, 2012.
22. Burgoyne C. J., Alwis K.G.N.C., *Visco-elasticity of aramid fibres*, *J Mater Sci*, 43, pp. 7091-7101, 2008.
23. Carr D.J., *Failure mechanisms of yarns subjected to ballistic impact*, *Journal of Materials Science Letters* 18 pp. 585-588, 1999.
24. Carrillo J.G., Gamboa R.A., Flores-Johnnes E.A., Gonzales-Chi P.I., *Ballistic performance of thermoplastic composites made from aramid woven fabric and polypropylene matrix*, *Polymer Testing*, 31, pp. 512-519, 2012.
25. Chan S., Fawaz Z., Behdinan K., Amid R., *Ballistic limit prediction using a numerical model with progressive damage capability*, *Composite Structures*, 77, pp. 466-474, 2007.

26. Cheng M., Chen W., Modeling Transverse Behavior of Kevlar KM2 Single Fibers with Deformation-induced Damage, *International Journal of Damage Mechanics*, vol. 15, pp. 121-132, 2006.
27. Chi R., Serjouei A., Sridhar I., Tan G. E.B., Ballistic impact on bi-layer alumina/aluminium armor: A semi-analytical approach, *International Journal of Impact*, 52 pp. 37-46, 2013.
28. Chitrangad, Midlothian V., E Aramid Ballistic Structure, E. I. du Pont de Nemours and Company, Wilmington, Del., Patent Number 6,030,683, Feb. 29, 2000.
29. Chocron I., Benloulo, Rodriguez J., Sanchez-Galvez V., A simple analytical model for ballistic impact in composites, *Journal de Physique*, IV, 07 (C3), pp. C3-821-826, 1997.
30. Chocron S., Figueroa E., King N., Kirchdoerfer T., Nicholls A.E., Sagebiel E., Weiss C., Freitas C.J., Modeling and validation of full fabric targets under ballistic impact, *Composites Science and Technology*, 70, pp. 2012-2022, 2010.
31. Ciarlet G.P., Lions J.L., *Handbook of Numerical Analysis, Finite element methods (Part 1)*, ISBN 0 44470365 9, Elsevier, 2010.
32. Colakoglu M., Soykasap O., Özek T., Experimental and Numerical Investigations on the Ballistic Performance of Polymer Matrix Composites Used in Armor Design, *Applied Composite Materials*, 14, pp. 47-58, 2007.
33. Cooper G., Gotts F., Chapter 4. Ballistic Protection, <http://eknygos.lsmuni.lt/springer/47/067-090.pdf>, 2009.
34. Cunniff P.M., An Analysis of the System Effects in Woven Fabrics Under Ballistic Impact, *Textile Research Journal*, vol. 62, no. 9, 1992.
35. Cunniff P.M., Auerbach M.A., High performance “m5” fiber for ballistics / structural composites, 23rd Army Science Conference, Orlando, SUA, <http://web.mit.edu/course/3/3.91/OldFiles/www/slides/cunniff.pdf>, 2002.
36. Cunniff P.M., Development of a Numerical Model to Characterize the Ballistic Behavior of Fabrics, 18th International Symposium on Ballistics, pp. 822-828, 1999.
37. da Silva M.A.G., Chiorean C.G., Cismasiu C., Ballistic Simulation of Impact on Composite Laminates, *International Journal of Impact Engineering*, 31, pp. 289-306, 2005.
38. Das S., Jagan S., Shaw A., Pal A., Determination of inter-yarn friction and its effect on ballistic response of para-aramid woven fabric under low velocity impact, *Composite Structures* 120, pp. 129-140, 2015.
39. David N.V., Ahmad M.R., An experimental Study on the Effect of Natural Rubber Coating on Tensile properties of Dyneema ® single Yarn, IMECE 2012-87143, Proceedings of the 2012 ASME International Mechanical Engineering Congress IMECE2012, November 9-15, Houston, Texas, USA, 2012.
40. de Koning C.A.M., Dreumel W.H.M., Mechanical Jointing in aramid fibre composites. An experimental study, Report LR-371, Department of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, 1983.
41. Dejl R., Grégr J., Maršálková M., Krupincová G., Evaluation of Ballistic Suitability of Textiles Possibility Of Measurements and Evaluation of Ballistic Suitability of Textiles, 7 th International Conference - TEXSCI 2010 September 6-8, Liberec, Czech Republic, 2010.
42. Deka L.J., Bartus S.D., Vaidya U.K., Damage evolution and Energy Absorption of FRP plates Subjected to ballistic Impact Using a Numerical Model, 9th International LS-Dyna Users Conference, 2006.
43. Delpero T., Lepoittevin G., Sanchez A., Finite Element Modeling with ANSYS, *Strukturlabor*, Spring Semester 2010.
44. Deopura B.L., Padaki N.V., Chapter 5. Synthetic Textile Fibres: Polyamide, Polyester and Aramid Fibres, *Textiles and Fashion*, <http://dx.doi.org/10.1016/B978-1-84569-931-4.00005-2>, Elsevier Ltd., 2015.
45. Duan Y., Keefe M., Bogetti T.A., Cheeseman B.A., Powers B., A numerical investigation of the influence of friction on energy absorption by a high-strength fabric subjected to ballistic impact, *International Journal of Impact Engineering*, 32, pp. 1299-1312, 2006.
46. Duan Y., Keefe M., Bogetti T.A., Powers B., Finite element modeling of transverse impact on a ballistic fabric, *International Journal of Mechanical Sciences*, 48, pp. 33-43, 2006.
47. Eichelberger R J, Gehring J W. Effects of meteoroid impact on space vehicles. *Am Rocket Soc J*, 32, pp. 1583-1591, 1962.
48. Eichhorn S. J., Hearle J.W.S., Jaffe M., Kikutani T., *Handbook of textile fibre structure. Vol. 1: Fundamentals and manufactured polymer fibres*, *Textiles: Number 88*, Woodhead publishing limited, Oxford, Cambridge, New Delhi, ISBN 978-1-4398-0119-2, 2009.
49. El-Habti M., Finite Element Analysis of Composites Integral Armour, PhD Thesis, Queen Mary University of London, 2010.
50. Evci C., Gülgeç M., An experimental investigation on the impact response of composite materials, *International Journal of Impact Engineering*, 43, pp. 40-51, 2012.
51. Feli, M. Asgari R., Finite element simulation of ceramic/composite armor under ballistic impact, *Composites: Part B* 42, pp. 771-780, 2011.
52. Fidan S., Sinmazcelik T., Avcu E., Internal damage investigation of the impact glass/glass + aramid fiber reinforced composites by micro-computerized tomography, *NDT& International* 51, pp. 1-7, 2012.
53. Fu Y., Zhou J., Gao X., Design and numerical simulation of a new sandwiched sphere structure for ballistic protection, *International Journal of Impact Engineering* 58, pp. 66-75, 2013.



54. Fung C.-P., Poly(butylene terephthalate) Multi-response Optimization of Impact Performances in Fiber-reinforced composites, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 19, pp. 191-205, 2006.
55. Gogineni S., Finite Element Analysis of Ballistic Penetration of Plain Weave Twaron CT709® fabrics. A Parametric, Texas A&M University, 2010.
56. Grujicic M., Arakere G., He T., Bell W.C., Cheeseman B.A., Yen C.-F., Scott B., A ballistic material model for cross-plyed unidirectional ultra-high molecular-weight polyethylene fiber-reinforced armor-grade composites, *Materials Science and Engineering A*, 498, pp. 231-241, 2008.
57. Grujicic M., Hariharan A.B., Yen C.-F., Cheeseman B.A., Wang Y., Miao Y., Zheng J.Q., Fiber-Level Modeling of Dynamic Strength of Kevlar KM2 Ballistic Fabric, *JMEPEG* 21, pp. 1107-1119 ASM International, 2012.
58. Grujicic M., Pandurangan B., d'Entremont B., The role of adhesive in the ballistic/structural performance of ceramic/polymer-matrix composite hybrid armor, *Materials and Design*, 41, pp. 380-393, 2012.
59. Ha-Minh C., Boussu F., Kanit T., Crépin D., Imad A., Effect of Frictions on the Ballistic Performance of a 3D Warp Interlock Fabric: Numerical Analysis, *Appl Compos Mater*, 19, pp. 333-347, 2012.
60. Hiermaier S., Riedel W., Clegg R., Hayhurst C., Advanced material models for hypervelocity impact simulations, *Tech. Rep., ESA/ESTEC Contract no. 12400/97/NL/PA(SC)*, 1999.
61. Homae T., Shimizu T., Fukasawa K., Masamura O., Hypervelocity Planar Plate Impact Experiments of Aramid Fiber-reinforced Plastics, *J. of Reinforced Plastics And Composites*, Vol. 25, No. 11, pp. 1215-1221, 2006.
62. Horn K., Biever K., Jamison L., Kolb M., Burkman K., Sheikh A., DeLuca P., Lightening Body Armor, Arroyo Support to the Army Response to Section 125 of the National Defense Authorization Act for Fiscal Year 2011, *Technical Report, Contract No. W74V8H-06-C-0001*, 2012.
63. Horne L., *Woodhead Publishing Series in Textiles 105, New product development in textiles. Innovation and production*, Woodhead Publishing Limited, ISBN 978-0-85709-519-0 (online), 2012.
64. Hu J., *Adaptive and Functional Polymers, Textiles and Their Applications*, Imperial College Press, ISBN-13 978-1-84816-475-8, 2011.
65. Hub J., Komenda J., Novák M., Ballistic Limit Evaluation for Impact of Pistol Projectile 9 mm Luger for Aircraft Skin Metal Plate, *AiMT, Advances in Military Technology*, 7, 1, pp. 21-29, [http://aimt.unob.cz/articles/12\\_01/12\\_01%20\(3\).pdf](http://aimt.unob.cz/articles/12_01/12_01%20(3).pdf), 2012.
66. Hub J., Some Aspects of Machine Gun Penetration of the Aluminium Sheet-Metal Plate using Ansys Autodyn, *ANSYS conference 2010, February 6-8*, [http://www.ansys.stuba.sk/ANSYS2010/prednasky/Ansys%20Mechanical/Hub\\_Some\\_aspects\\_of\\_machine\\_gun\\_bullet\\_penetration\\_of\\_the\\_aluminium\\_sheet-metal\\_plate\\_using\\_ansys\\_autodyn.pdf](http://www.ansys.stuba.sk/ANSYS2010/prednasky/Ansys%20Mechanical/Hub_Some_aspects_of_machine_gun_bullet_penetration_of_the_aluminium_sheet-metal_plate_using_ansys_autodyn.pdf), 2010.
67. Hunn D.L., Antibalistic armor, Patent no. US7,543,523B2, 9 June 2009, Lockheed Martin Corporation, Grand Prairie, TX (US), 2009.
68. Jankowiak T., Rusinek A., Wood P., A numerical analysis of the dynamic behaviour of sheet steel perforated by a conical projectile under ballistic conditions, *Finite Elements in Analysis and Design*, 65, pp. 39-49, 2013.
69. Jayaraman S., Kiekens P., Grancaric A.M., *Intelligent Textiles for Personal Protection and Safety*, NATO Security through Science Series, IOS Press, ISBN 1-58603-599-1, 2006.
70. Jena P.K., Mishra B., Kumar K.S., Bhat T.B., An experimental study on the ballistic impact behavior of some metallic armour materials against 7.62 mm deformable projectile, *Materials & Design* 31, pp. 3308-3316, 2010.
71. Jia X., Sun B., Gu B., A Numerical Simulation on Ballistic Penetration Damage of 3D Orthogonal Woven Fabric at Microstructure Level, *International Journal of Damage Mechanics*, 21, 237, 17, 2012.
72. Jin L., Hu H., Sun B., Gu B., A simplified microstructure model of bi-axial warp-knitted composite for ballistic impact simulation, *Composites: Part B* 41, pp. 337-353, 2010.
73. Jones N., *Structural Impact*, 2nd Edition, Cambridge University Press, ISBN 978-1-107-01096-3, 2012.
74. Jovicic J.M., Numerical Modeling and Analysis of Static and Ballistic Behavior of Multi-layered/Multiphase Composite Materials Using Detailed Microstructural Discretization, PhD thesis, Drexel University, 2003.
75. Karahan M., Kuş A., Eren R., An investigation into ballistic performance and energy absorption capabilities of woven fabrics, *International Journal of Impact Engineering* 35, pp. 499-510, 2008.
76. Kiekens P., Jayaraman S., (editors), *Intelligent Textiles and Clothing for Ballistic and NBC Protection. Technology at the Cutting Edge*, NATO Science for Peace and Security Series, ISBN 978-94-007-0576-0 (e-book), Springer Science+Business Media B.V., 2012.
77. Kirkwood J.E., Kirkwood K.M., Lee Z.S., Egres R.G., Yarn Pull-Out as a Mechanism for Dissipating Ballistic Impact Energy in Kevlar® KM-2 Fabric. Part II: Predicting Ballistic Performance, *Textile Research Journal*, 74, 11, pp. 939, 2004.
78. Kirkwood K.M., Kirkwood J. E., Wetzel E. D., Lee Y.S., Wagner N. J., Egres Jr. R. G., Yarn Pull-Out as a Mechanism for Dissipation of Ballistic Impact Energy in Kevlar® KM-2 Fabric, Part I: Quasistatic Characterization of Yarn Pull-Out, *Textile Research Journal*, 2003.
79. Klaus M., Reimerdes H.-G., Gupta N.K., Experimental and numerical investigations of residual strength after impact of sandwich panels, *International Journal of Impact Engineering*, 44, pp. 50-58, 2012.

80. Koh C.P., Shim V.P.W., Tan V.B.C., Tan B.L., Response of a high-strength flexible laminate to dynamic tension, *International Journal of Impact Engineering*, 35, pp. 559-568, 2008.
81. Kotomin S.V., Avdeev N.N., Compaction and Consolidation of Aramid and Composite Fibers. 1. Compaction of Aramid Fibers, *Mechanics of Composite Materials*, vol. 38, no. 5, 2002.
82. Lan B., Wen H., Alekseevskii-Tate revisited: An extension to the modified hydrodynamic theory of long rod penetration, *Science China, Technological Sciences*, vol. 53, no.5: 1364-1373, May 2010.
83. Li Q.-M., Chen X.-W., Penetration and perforation into metallic targets by a non-deformable projectile, pp. 173-192, in *Proc. of the Intern. Symposium on Plasticity and Impact (ISPI2001)*, Zhang L.(editor), *Engineering Plasticity and Impact Dynamics*, Zhuhai, World Scientific Publishing Co. Ltd., ISBN 981-02-4803-2, 2001.
84. Lim J.S., Bum Hoon Lee, Chang Bae Lee, In-Sik Han, Effect of the Weaving Density of Aramid Fabrics on Their Resistance to Ballistic Impacts, *Engineering*, 4, 944-949, (<http://www.SciRP.org/journal/eng>), 2012.
85. Lopez-Puente J., Arias A., Zaera R., Navarro C., The effect of the thickness of the adhesive layer on the ballistic limit of ceramic/metal armours. An experimental and numerical study, *International Journal of Impact Engineering*, 32, pp. 321-336, 2005.
86. López-Puente J., Varas D., Loya J.A., Zaera R., Analytical modelling of high velocity impacts of cylindrical projectiles on carbon/epoxy laminates, *Composites: Part A* 40, 1223-1230, 2009.
87. Lopez-Puente J., Zaera R., Navarro C., Experimental and numerical analysis of normal and oblique ballistic impacts on thin carbon/epoxy woven laminates, *Composites, Part A* 39, pp. 374-387, 2008
88. Manes A., D. Lumassi, L. Giudici, M. Giglio, An experimental-numerical investigation on aluminium tubes subjected to ballistic impact with soft core 7.62 ball projectiles, *Thin-Walled Structures*, 73 pp. 68-80, 2013.
89. Martinez M. A., Navarro C., Cortis R., Rodriguez J., Sanchez- Galvez V., Friction and wear behaviour of Kevlar fabrics, *Journal of Materials Science*, 28, pp. 1305-1311, 1993.
90. Matilla H.R. (editor), *Intelligent textiles and clothing*, Woodhead Publishing Limited, ISBN-13: 978-1-84569-162-2 (e-book), 2006.
91. McHenry M R, Choo Y., Orphal D. L., Numerical simulations of low L/D rod aluminum into aluminum impacts compared to the Tate cratering model. *Intl J Impact Eng*, 23, pp. 621-628, 1999.
92. Medvedovski E., Ballistic performance of armour ceramics: Influence of design and structure. Part 2, *Ceramics International*, 36, pp. 2117-2127, 2010.
93. Medvedovski E., Ballistic performance of armour ceramics: Influence of design and structure. Part 1, *Ceramics International*, 36, pp. 2103-2115, 2010.
94. Micheli G.B., *Analise numerico+experimental do impacto em chapas de aluminio aeronautico*, Sao Paulo, 2008
95. Minak G., Abrate S., D. Ghelli, R. Panciroli, Zucchelli A., Low-velocity impact on carbon/epoxy tubes subjected to torque - Experimental results, analytical models and FEM analysis, *Composite Structures*, 92, pp. 623-632, 2010.
96. Morka A., Jackowska B., Ballistic resistance of the carbon nanotube fibres reinforced composites - Numerical study, *Computational Materials Science* 50, pp. 1244-1249, 2011.
97. Năstăsescu V., Ștefan A., Lupoiu C., *Analiza neliniară prin metoda elementelor finite. Fundamente teoretice și aplicații*, Academia Tehnică Militară, București, 2001.
98. Năstăsescu, *Metoda SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics)*, Editura Academiei Forțelor Terestre "Nicolae Bălcescu", Sibiu, ISBN 978-973-153-130-4, 2012.
99. Nauman S., I. Cristian, Boussu F., Koncar V., *Smart textiles for the protection of armoured vehicles*, 2012.
100. Nilakantan G., Gillespie Jr. J.W., Ballistic impact modeling of woven fabrics considering yarn strength, friction, projectile impact location, and fabric boundary condition effects, *Composite Structures*, 94, pp. 3624-3634, 2012.
101. Noetel K.H., Jackish P., *Standardization in the Field of Personal Protective Equipment*, 2nd edition, [http://www.kan.de/fileadmin/Redaktion/Dokumente/KAN-Studie/en/2002\\_KAN-Study\\_Standardization\\_field\\_of\\_personal\\_protective\\_equipment.pdf](http://www.kan.de/fileadmin/Redaktion/Dokumente/KAN-Studie/en/2002_KAN-Study_Standardization_field_of_personal_protective_equipment.pdf), 2002.
102. Oñate E., Kröplin B., *Textile Composites and Inflatable Structures*, ISBN-10 1-4020-3317-6 (e-book) Springer Dordrecht, Berlin, Heidelberg, 2005.
103. Ong C.W., Boey C.W., Hixson R.S., Sinibaldi J.O., Advanced layered personnel armor, *International Journal of Impact Engineering* 38, pp. 369-383, 2011.
104. Park R., Jang J., Impact behavior of aramid fiber/glass fiber hybrid composite: Evaluation of four-layer hybrid composites, *Journal of Materials Science*, 36, pp. 2359-2367, 2001.
105. Porwal P.K., Phoenix S. L., Effects of Layer Stacking Order on the V50 Velocity of A Two-Layered Hybrid Armor System, *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, vol. 3, no. 4, 2008.
106. Rao M.P., Duan Y., Keefe M., Powers B.M., Bogetti T.A., Modeling the effects of yarn material properties and friction on the ballistic impact of a plain-weave fabric, *Composite Structures*, 89, pp. 556-566, 2009.
107. Rao S.S., *The finite element method in Engineering*, 5th ed., ISBN 13 978--1-85617-661-3, Elsevier, 2011
108. Reboillat S., E. I. Du Pont de Nemours and Company, Current U.S. Classification: 8/115.61; 8/115.57; 8/115.62, International Classification: D06M 1313, 1999.

109. Rebouillat S., Midlothian V., Surface treated aramid fibers and a process for making them, E. I. Du Pont de Nemours and Company, Wilmington, Del., 1991.
110. Rebouillat S., Miret-Casas A., Steffenino B., Aramid, steel and glass: characterization via cut performance testing, of composite knitted fabrics and their constituent yarns, with a review of the art, *J Mater Sci*, 45, pp. 5378-5392, 2010.
111. Rosenberg Z., Dekel E., *Terminal Ballistics*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012.
112. Roylance D., Chamma P., Ting J., Chi H., Scott B., Numerical Modeling of Fabric Impact, Proceedings of the National Meeting of the American Society of Mechanical Engineers (ASME) San Francisco, October 1995.
113. Roylance D., Influence of fibre properties on ballistic penetration of textile panels, *Fibre Science and Technology*, 14, pp. 183-190, 1981.
114. Rusinek A., R. Zaera, J.R. Klepaczko, Constitutive relations in 3-D for a wide range of strain rates and temperatures. Application to mild steels, *International Journal of Solids and Structures* 44 pp. 5611-5634, 2007.
115. Rusinek A., Rodriguez-Martinez J.A., Zaera R., Klepaczko J.R., Arias A., Sauvelet C., Experimental and numerical study on the perforation process of mild steel sheets subjected to perpendicular impact by hemispherical projectiles, *International Journal of Impact Engineering* 36, pp. 565-587, 2009.
116. Safta I., Contribuții la studiul teoretic și experimental al mijloacelor individuale de protecție balistică, *Academia Tehnică Militară*, București, 2011.
117. Scott R.A., *Textiles for protection*, Woodhead Publishing limited, ISBN 978-1-84569-097-7 (e-book), 2005.
118. Sen A.K., *Coated textiles: principles and applications*, 2nd ed., ISBN 978-1-4200-5345-6, Taylor & Francis Group, LLC, 2008.
119. Serjouei A., Chi R., Sridhar I., Tan G.E.B., An empirical model for the ballistic limit of bi-layer ceramic/metal armour, *procedia Engineering*, 75, pp. 14-18, 2014.
120. Sevkat E., Experimental and numerical approaches for estimating ballistic limit velocities of woven composite beams, *International Journal of Impact Engineering*, 45, pp. 16-27, 2012.
121. Shahkarami A., Vaziri R., A continuum shell finite element model for impact simulation of woven fabrics, *International Journal of Impact Engineering* 34 (2007) 104-119
122. Shim V.P.W., Guo Y.B., Tan V.B.C., Response of woven and laminated high-strength fabric to oblique impact, *International Journal of Impact Engineering* 48 (2012) 87e97
123. Shokrieh M.M., Javadpour G.H., Penetration analysis of a projectile in ceramic composite armor, *Composite Structures* 82 (2008) 269-276
124. Sikarwar R. S., Velmurugan R., Madhu V., Experimental and analytical study of high velocity impact on Kevlar/Epoxy composite plates, *Cent. Eur. J. Eng.*, 2(4) pp. 638-650, 2012.
125. Silsby G F. Penetration of semi-infinite steel targets by tungsten rods at 1.3 to 4.5 km/s. Proceeding of the Eighth International Symposium on Ballistics, TB/31-35, Orlando, Florida, 1984.
126. Silva M.A.G., Cismasiu C., Chiorean C.G., Numerical simulation of ballistic impact on composite laminates, *International Journal of Impact Engineering* 31 pp. 289-306, 2005.
127. Smith J.C., McCrakin F.L., Schniefer H.F., Stress-strain relationship in yarns subjected to rapid impact loading (Part 5. Wave Propagation in long textile yarns impacted transversely), *Text. Res.J.*, 28(4), pp. 288-302, 1958.
128. Summerscales J., *Microstructural Characterisation of Fibre-Reinforced Composites*, Woodhead Publishing Ltd, ISBN 1-85573-240-8, 1998.
129. Sun D., Chen X., Wells G., Engineering and analysis of gripping fabrics for improved ballistic performance, *Journal of Composite Materials* 0(0) 1-10, 2013.
130. Tam D.K.Y., Ruan S., Gao P., Yu T., High-performance ballistic protection using polymer nanocomposites (Chapter 10) in *Advances in military textiles and personal equipment*, Woodhead Publishing Limited, 2012.
131. Tan P., Numerical simulation of the ballistic protection performance of a laminated armor system with pre-existing debonding/delamination, *Composites: Part B*, 59 pp. 50-59, 2014.
132. Tan V.B.C., Khoo K.J.L., Perforation of flexible laminates by projectiles of different geometry, *International Journal of Impact Engineering* 31, pp. 793-810, 2005.
133. Tasdemirci A., Hall I.W., Development of novel multilayer materials for impact applications: A combined numerical and experimental approach, *Materials and Design*, 30, pp. 1533-1541, 2009.
134. Tasdemirci A., Hall I.W., The effects of plastic deformation on stress wave propagation in multi-layer materials, *International Journal of Impact Engineering*, 34, pp. 1797-1813, 2007.
135. Tasdemirci A., I.W. Hall, Numerical and experimental studies of damage generation in a polymer composite material at high strain rates, *Polymer Testing*, 25, pp. 797-806, 2006.
136. Tasdemirci A., Kara A., Turan A.K., Tunusoglu G., Guden M., Hall I.W., Experimental and Numerical Investigation of High Strain Rate Mechanical Behavior of a [0/45/90/- 45] Quadriaxial E-Glass/Polyester Composite, *Procedia Engineering*, 10, pp. 3068-3073, 2011.
137. Tasdemirci A., Tunusoglu G., Guden M., The effect of the interlayer on the ballistic performance of ceramic/composite armors: Experimental and numerical study, *Intern. J. of Impact Engineering* 44 pp. 1-9, 2012.

138. Tate A. A theory for the deceleration of long rods after impact. *J Mech Phys Solids*, 15, pp. 387-399, 1967.
139. Tawfiq H., Ghilaim K.H., Al-Hilli A.H., Effects of Hybrid Arrangement and Location of the Stronger Layer on the Impact Resistance of Composite Plate Target, *Journal of Engineering and Development*, vol. 13, no. 1, March 2009.
140. Tham C.Y., Tan V.B.C., Lee H.P., Ballistic impact of a KEVLAR® helmet: Experiment and simulations, *International Journal of Impact Engineering* 35 pp. 304-318, 2008.
141. Tung T.-Z., Design Criteria of Type IV Body Armor for Women, Oregon State University, PhD thesis, 2008.
142. Velmurugan R., Sikarwar R.S., Gupta N.K., Analytical modeling for ballistic perforation of angle-ply and hybrid composite laminates, *Proceedings of the IMPLAST 2010 Conference*, October 12-14 2010 Providence, Rhode Island USA, Society for Experimental Mechanics, Inc., 2010.
143. Walters W.P. Williams C.L., The Influence of Armor Material Parameters on the Penetration by Long-Rod Projectiles, ARL-RP-129 September 2006, the 2006 ASME Pressure Vessels and Piping Conference Proceedings, 23-27 July, Vancouver, BC., 2006.
144. Wang L., Kanesalingam S., Nayak R., Padhye R., Recent Trends in Ballistic Protection, *Textiles and Light Industrial Science and Technology (TLIST)*, vol. 3, 2014.
145. Wang Q., Chen Z., Chen Z., Design and characteristics of hybrid composite armor subjected to projectile impact, *Materials and Design*, 46, pp. 634-639, 2013.
146. Wang Y., Chen X., Young R., Kinloch I., Wells G., A numerical study of ply orientation on ballistic impact resistance of multi-ply fabric panels, *Composites: Part B*, 68, pp. 259-265, 2015.
147. Wardle M., Aramid Fibers for High Performance Coated Fabrics, 7, 334, *Journal of Industrial Textiles*, 1978.
148. Wielewski E., Birkbeck A., Thomson R., Ballistic resistance of spaced multi-layer plate structures: Experiments on Fibre Reinforced Plastic targets and an analytical framework for calculating the ballistic limit, *Materials and Design* 50, pp. 737-741, 2013.
149. Yang D., Design, Performance and Fit of Fabrics for Female Body Armour, University of Manchester, 2011.
150. Yang S., Qi C., Wang D., Gao R., Hu H., Shu J., A Comparative Study of Ballistic Resistance of Sandwich Panels with Aluminum Foam and Auxetic Honeycomb Cores, *Advances in Mechanical Engineering* Volume, Article ID 589216, <http://dx.doi.org/10.1155/2013/589216>, 2013.
151. Yao L., Li W., Wang N., Li W., Guo X., Qiu Y., Tensile, impact and dielectric properties of three dimensional orthogonal aramid/glass fiber hybrid composites, *J Mater Sci* 42, pp. 6494-6500, 2007.
152. Zeng X.S., Shim V.P.W., Tan V.B.C., Influence of boundary conditions on the ballistic performance of high-strength fabric targets, *International Journal of Impact Engineering*, 32, pp. 631-642, 2005.
153. Zhang D., Hayhurst D.R., Stress-strain and fracture behaviour of 0/90 and plain weave ceramic matrix composites from tow multi-axial properties, *Intern. J. of Solids and Structures* 47. pp. 2958-2969, 2010.
154. Zhang T., Chen W., Guan Y., Gao D., Li S., Study on ballistic penetration resistance of titanium alloy TC4, Part II: Numerical analysis, *Chinese Journal of Aeronautics*, 2013, 26(3): 606-613
155. Zukas J., High velocity impact dynamics, John Wiley & Sons, Inc., New York, ISBN 9780471514442, 1990
156. \*\*\* AutoDyne composite modeling, ANSYS Inc., <http://148.204.81.206/Ansys/150/ANSYS%20Autodyn%20Composite%20Modeling.pdf>, 2012.
157. \*\*\* Ballistic Resistance of Body Armor, United States Department of Justice, Nova Science Publishers, Inc., New York, ISBN 978-1-61728-143-3 (e-book), 2009.
158. \*\*\* Chapter 9 Material Models. ANSYS AUTODYN, February 27, 2009 Inventory #002665
159. \*\*\* Ballistic Resistance of Body Armor, NIJ Standard-0101.06, U.S. Department of Justice Office of Justice Programs National Institute of Justice, 2008.
160. \*\*\* Ballistic Resistance of Personal Body Armor NIJ Standard-0101.04, U.S. Department of Justice Office of Justice Programs National Institute of Justice, 2000.
161. \*\*\* Ballistics Material Handbook, Teijin Aramid, (1.09.2015) <http://www.teijinaramid.com/wp-content/uploads/2013/05/Teijin-Aramid-Ballistics-Material-Handbook-English1.pdf>
162. \*\*\* PREN ISO 14876-1-1999: Protective clothing - body armour. part 1: general requirements ISO/dis 14876-1:1999.
163. \*\*\* STANAG 2920 PPS (edition 2) - Ballistic Test method for Personal Armour Materials and combat clothing, NATO, 2003.
164. \*\*\* Twaron - a versatile high-performance fiber, Teijin Aramid, brochure, 40-00-01/2012.

## Lista de lucrări

1. Botan M., Danila D., **Pîrvu C.**, Deleanu L., Influence of Interface Quality on Stress and Strain Distribution in a Micro Cell of a Composite, *Revista de Materiale plastice* 03/2015; 52(1), pp. 20-23, 2015 (prezentată la *The 3rd Intern. Conf. on Polymers Processing in Engineering, ICPPE 2013, Sibiu*).
2. **Pîrvu C.**, Maftai L., Georgescu C., Deleanu L., Maps of 3D parameters for worn surfaces of composites PA + glass beads sliding on steel, 1<sup>st</sup> Intern. Conf. on Tribology, TurkeyTrib2015, 7-9 November 2015, Ildiz Technical University, Istanbul, Turkey.
3. **Pîrvu C.**, Deleanu L., Badea S., Istrate M., Experimental results on ballistic packs with stratified aramid fabrics, paper ref. 5534, 6<sup>th</sup> Intern. Conf. Recent advances in mechanics and materials in design, Ponta Delgada/Azores, 26-30 July 2015.
4. **Pîrvu C.**, Deleanu L., Badea S., Using simulation for comparing the response of materials in terminal ballistics, *Mechanical Testing and Diagnosis*, 2015 (V), Volume 1, pp. 32-39, [http://www.om.ugal.ro/mtd/download/2015-1/3\\_MTD\\_Volume%201\\_2015\\_Pîrvu.pdf](http://www.om.ugal.ro/mtd/download/2015-1/3_MTD_Volume%201_2015_Pîrvu.pdf)
5. **Pîrvu, C.**, Badea S., Deleanu, L., Influence of Several Parameters on Simulating the Ballistic Impact on a Homogenous Plate, *Applied Mechanics & Materials*, Issue 658, pp. 201-206, 2014, DOI 10.4028/www.scientific.net/AMM.658.201.
6. Georgescu C., Deleanu L., **Pîrvu C.**, Normal Force Influence on 3D Texture Parameters Characterizing the Friction Couple Steel – PBT + 10 % PTFE, *Tribology in Industry*, Vol. 36, No. 1, pp. 17-21, 2014, <http://www.tribology.fink.rs/journals/2014/2014-1/3.pdf>
7. Botan M., **Pîrvu, C.** Georgescu, L. Deleanu, Influence of Feed Speed on Surface Quality of Several Building Stones, *World Tribology Congress 2013 Torino, Italy, September 8 -13, 2013*.
8. Georgescu C., Deleanu L., **Pîrvu C.**, Normal Force Influence on 3D Texture Parameters Characterizing the Friction Couple Steel – PBT + 10% PTFE, *SERBIATRIB'13*, 13<sup>th</sup> Intern. Conf. on Tribology, Kragujevac, Serbia, 15–17 May 2013

9. **Pîrvu C.**, Boțan M., Georgescu C., Deleanu L., Evaluating Worn Surfaces of PA+ Glass Bead Composites in Dry Sliding against Steel by a Set of Texture Parameters, Lyon Society of Plastics Engineers SPE 4-5.07.2012.
10. Danila D., Georgescu C., **Pîrvu C.**, Deleanu L., Influence of Adding Materials in PBT upon Tribological Characteristics, Lyon Society of Plastics Engineers SPE 4-5.07.2012
11. **Pîrvu C.**, C. Georgescu, L. Deleanu, Efficiency of grinding process evaluated by texture parameters, First Intern. Conf. Danube - Black Sea 3E - Energy, Environment & Efficiency, IWEEE 2013, Galati, 18 -21 September 2013.
12. **Pîrvu C.**, Georgescu C., Deleanu L., Influence of Grinding Feed Speed on 3D Texture Parameters , Mechanical testing and Diagnosis, ISSN 2247 – 9635, 2013 (III), Vol. 2, pp. 19-28, [http://www.om.ugal.ro/mtd/download/2013-2/3\\_MTD\\_Volume%202\\_2013\\_Pirvu.pdf](http://www.om.ugal.ro/mtd/download/2013-2/3_MTD_Volume%202_2013_Pirvu.pdf)
13. **Pîrvu C.**, Georgescu C., Deleanu L., Tensile Properties for blends of Polybutylene Terephthalate and Polyamide with Aramid Fibers, *The 3rd Intern.Conf. on Polymers Processing in Engineering, ICPPE 2013, Sibiu*
14. **Pîrvu C.**, Boțan M., Modelling and Testing of an Adhesive Bonded Joint, *TEHNOLOGIA INOVATIVĂ – Revista „Construcția de mașini” nr. 3-4 / 2012*, pp. 17-24, [http://www.iccm.ro/journal/journal/Revista%20TI%203\\_4\\_2012.pdf](http://www.iccm.ro/journal/journal/Revista%20TI%203_4_2012.pdf)
15. Deleanu L., **C. Pîrvu**, Implementarea standardului ISO 9001 în mediul universitar, Conf. naționala Ziua mondială a standardizării, ASRO, București, 2013.
16. Deleanu L., G. Cazan, C. Georgescu, **C. Pîrvu**, Familia ISO 6336 devine SR ISO 6336, Conf. naționala Ziua mondială a standardizării, București, 2012.