

## Proiectul P1: Caracterizarea mecanică a materialelor celulare și a structurilor sandwich cu miez din materiale celulare folosite la fațade inteligente

**Parteneri:** Universitatea Politehnică Timișoara (Coordonator)  
Universitatea Tehnică de Construcții București, UTCB (P1)  
Universitatea Tehnică Cluj Napoca (P2)

### Etapa 1.2. Studiul comportării materialelor celulare sub acțiunea solicitărilor dinamice.

#### Activitatea 1.2.1 Încercări dinamice la oboseală

Încercările de oboseală au fost realizate pe epruvete din spumă poliuretanică (PUR) sub forma unor cuburi cu latura de 15 mm (considerând trei densități 100, 145 și 300 kg/m<sup>3</sup>), solicitate variabil după un ciclu sinusoidal cu coeficientul de asimetrie  $R = F_{\min}/F_{\max} = 0.1$  și frecvența de 10 Hz, pe o mașină de încercat la oboseală tip Schenk PC36M de 40 kN, Fig. 1.2.1.1. Fig. 1.2.1.2 arată că valoarea cea mai ridicată a rezistenței la oboseală o are spuma cu densitatea de 145 kg/m<sup>3</sup>, iar cea mai scăzută rezistență la oboseală o dezvoltă spuma cu densitate de 300 kg/m<sup>3</sup>. Degradarea la oboseală s-a definit la atingerea tensiunii de platou.



Fig. 1.2.1.1 Epruveta în bacurile de compresiune

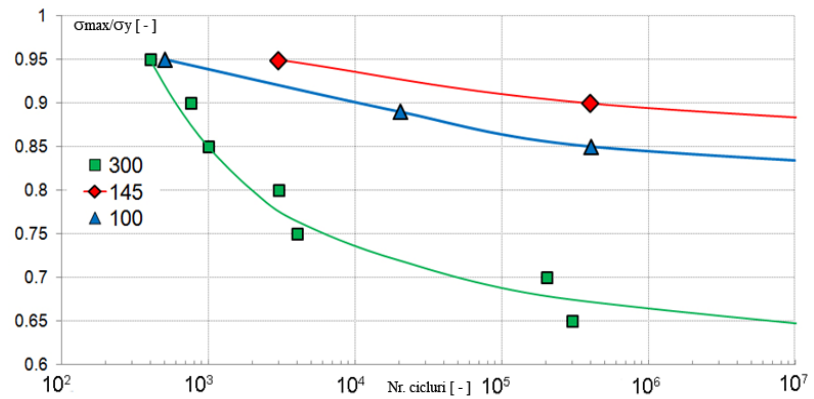
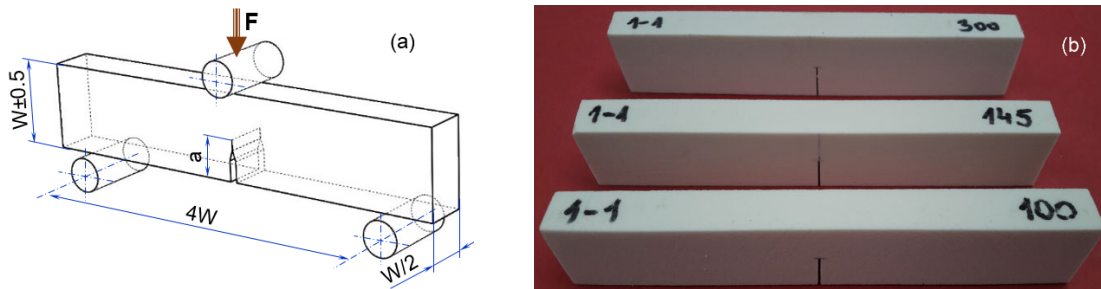


Fig. 1.2.1.2 Curbele de oboseală pentru spumele PUR investigate

## Activitatea 1.2.2 Încercări dinamice prin șoc

Tenacitatea dinamică la rupere este proprietatea materialelor de a se opune propagării instabile a unei fisuri sub acțiunea solicitărilor de impact. Determinarea tenacității la rupere a spumelor poliuretănice de trei densități (100, 145 și 300 kg/m<sup>3</sup>) s-a realizat pe epruvete cu creștătură laterală solicitate la încovoiere în trei puncte. Epruvetele au fost tăiate pe direcția de curgere, respectiv pe cea de creștere a spumelor.



a. Geometrie epruvete      b. Epruvete din spuma poliuretanică de trei densități (b)

Fig. 1.2.2.1 Epruvete pentru determinarea tenacității la rupere

Tenacitatea la rupere s-a determinat cu relația:

$$K_{ID} = \frac{F_d}{BW^{0.5}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad [MPa \cdot m^{0.5}] \quad (1.2.2.1)$$

unde  $F_d$  este forța dinamică maximă înregistrată în N,  $B = W/2$  și  $W$  sunt dimensiunile epruvetei în mm,  $a$  este lungimea fisurii în mm, iar  $f(a/W)$  un factor geometric ce ține cont de geometria corpului fisurat, conform ASTM D5045:

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 6 \sqrt{\frac{a}{W}} \frac{1.99 - (a/W)(1 - a/W)[2.15 - 3.93(a/W) + 2.7(a/W)^2]}{(1 + 2a/W)(1 - a/W)^{1.5}} \quad (1.2.2.2)$$

Testele s-au efectuat pe un ciocan Charpy model KB Pruftechnik conform standardului EN ISO 179-2-2000.

Tabelul 1.2.2.1 Tenacitatea dinamică la rupere a spumelor poliuretănice

Temperatura [°C]	Densitatea [kg/m <sup>3</sup> ]	Tenacitatea dinamică [MPa·m <sup>0.5</sup> ]	
		Direcția de creștere	Direcția de curgere
25	100	0.201±0.015	0.190±0.005
25	145	0.341±0.016	0.293±0.009
25	300	0.997±0.045	0.819±0.021

Comparând cu rezultatele tenacității statice la rupere, prezentate în raportul pe anul 2018, se observă că tenacitatea dinamică este de aproximativ 2,5 ori mai mare decât cea statică, ceea ce confirmă capacitatea ridicată a spumelor poliuretănice de a prelua solicitările dinamice, Fig. 1.2.2.2.

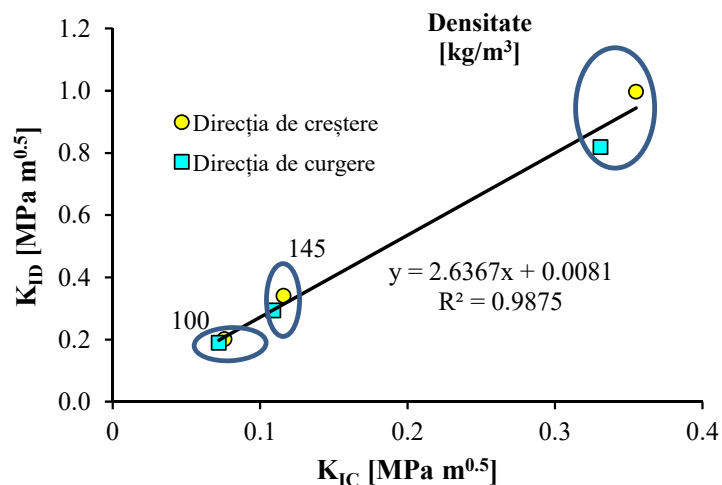


Fig. 1.2.2.2. Corelație între tenacitatea dinamică la rupere  $K_{ID}$  și tenacitatea statică la rupere  $K_{IC}$

Rezultatele corespunzătoare acestei activități au fost publicate în revista Engineering Fracture Mechanics.

### Activitatea 1.2.3 Determinarea răspunsului la solicitări mecanice și termice ale structurilor tip sandwich cu miez din materiale celulare

#### Evaluarea comportamentului mecanic al panourilor de tip sandwich conform standardului 14509:2013

În vederea determinării proprietăților panourilor sandwich autoportante, standardul EN 14509:2013 prevede efectuarea a numeroase teste de laborator, printre care și încercări de tracțiune, compresiune, forfecare, încovoiere, precum și de fluaj, oboseală, etc.

Dintre acestea, s-au extras și prezentat detaliat patru teste mecanice dintre cele mai relevante pentru studiul de față, și anume:

- Încercarea la tracțiune transversală pe un panou tip sandwich;
- Încercarea pentru determinarea proprietăților de forfecare ale unui panou complet;
- Încercarea pentru determinarea capacității portante la încovoiere și a rigidității unui panou simplu rezemat;
- Încercarea pentru determinarea proprietăților la compresiune a materialului miezului unui panou tip sandwich.

##### 1.2.3.1 Încercarea la tracțiune transversală pe un panou tip sandwich

Prin această încercare se pot determina rezistența la tracțiune și modulul de elasticitate longitudinal,  $E$ , la tracțiune transversală (perpendiculară pe fețele panoului, Figura 1.2.3.1), pentru materialul miezului unui panou tip sandwich.

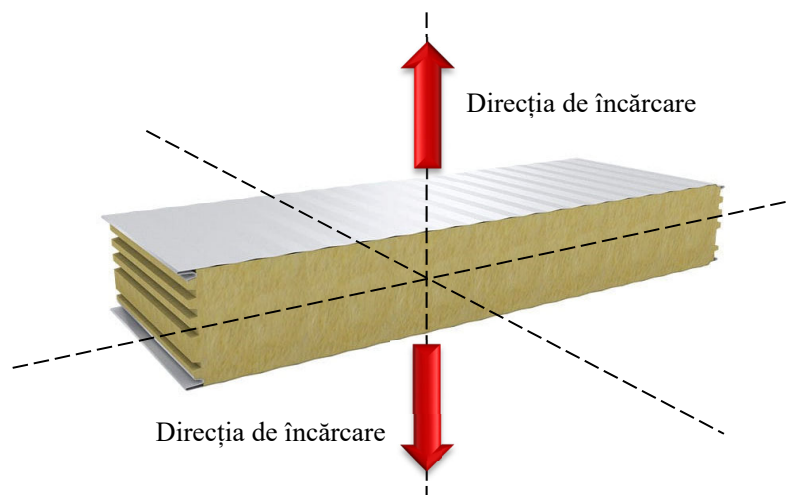


Fig 1.2.3.1 Test de tracțiune transversală pe un panou de tip sandwich. Evidențierea direcției de încărcare

În cazul acestui tip de test, epruvetele trebuie să aibă secțiune transversală pătrată cu dimensiuni de 100 mm până la 300 mm, cu o toleranță completă a laturilor de  $\pm 3$  mm.

În cazul panourilor care au fețe profilate, decuparea epruvetelor se face din grosimea predominantă (Figura 2.2).

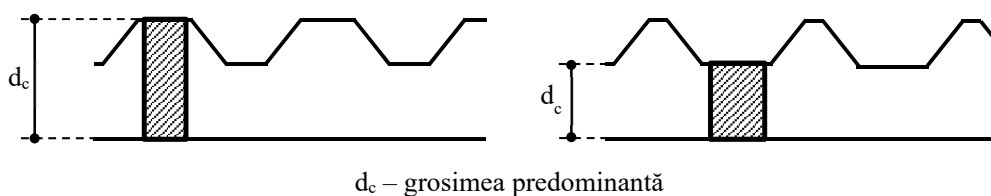


Fig 1.2.3.2 Decuparea epruvetelor în cazul panourilor cu fețe profilate

Pentru corectitudinea testului, încercările trebuie efectuate pe epruvete cu fețe intacte (pe poziție), întrucât este necesară includerea rezistenței la tracțiune a aderenței dintre fețe și miez, sau în scopul de a demonstra o aderență adecvată.

Testarea se face folosind o mașină de încercat la tracțiune, prin încărcarea epruvetei continuu, sau cel puțin în 10 trepte, cu o viteză de încărcare de 10 mm/min  $\pm$  10%. Precizia măsurării deformației trebuie să fie de 1%.

Încercarea trebuie continuată până când este atinsă sarcina limită ( $F_u$ ) (vezi Figura 2.3). Dacă epruveta nu prezintă o sarcină limită clar definită, încercarea trebuie întreruptă atunci când deformația relativă depășește 20%.

În cazul în care nu se efectuează teste la temperaturi înalte, încercările trebuie efectuate în condiții de laborator normale de temperatură și umiditate.

În urma efectuării testului se obțin următoarele proprietăți mecanice:

- **Rezistența la tracțiune transversală pe panou ( $f_{ct}$ )**

În urma testului, se trasează o curbă forță – deplasare, Fig 1.2.3.3.

Rezistența la tracțiune  $f_{ct}$  se calculează cu următoarea relație:

$$f_{ct} = \frac{F_u}{A} \quad (1.2.3.1)$$

unde:

$F_u$  – este sarcina limită;

$A$  – este aria secțiunii transversale a epruvetei, determinată din dimensiunile măsurate.

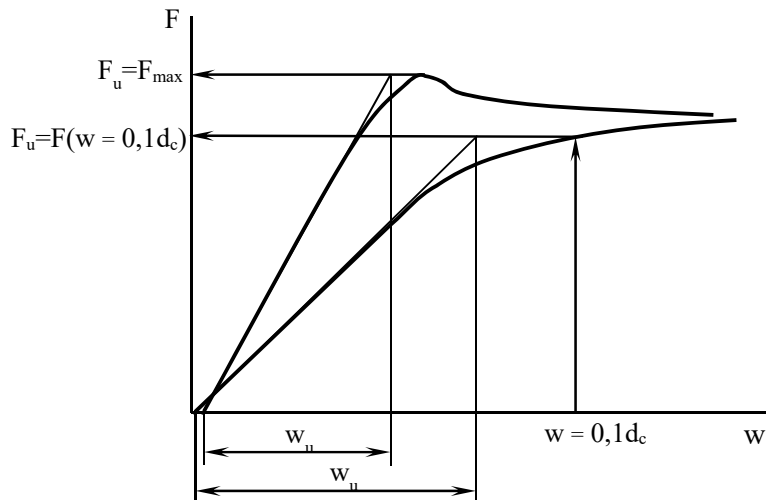


Fig. 1.2.3.3 Curba forță – deplasare la tracțiune

- **Modulul  $E$  al miezului la tracțiune ( $E_{ct}$ )**

Modulul de tracțiune  $E_{ct}$  se calculează cu relația:

$$E_{ct} = \frac{F_u d_c}{w_u A} \quad (1.2.3.2)$$

unde:

$F_u$  – este sarcina limită;

$d_c$  – este grosimea epruvetei;

$w_u$  – este deplasarea ideală la sarcina limită, pe porțiunea liniară a curbei;

$A$  – este aria secțiunii transversale a epruvetei, determinată din dimensiunile măsurate.

### 1.2.3.2 Încercarea la încovoiere în patru puncte pe un panou tip sandwich

Prin această încercare se determină rezistența la forfecare, precum și modulul de forfecare. Încercarea se efectuează pe panouri cu miezuri din lamele sau preformate, atunci când elementele de miez pot afecta proprietățile la forfecare. Valoarea determinată prin încercare ține seama de influența îmbinării de capăt asupra modulului de forfecare.

În Fig. 1.2.3.4 este prezentat dispozitivul de fixare (testare) al epruvetei. Deschiderea trebuie să fie suficient de scurtă pentru a asigura o rupere prin forfecare. Se poate observa faptul că pentru distribuția sarcinii sub punctele de încărcare și peste suporturi, sunt necesare plăci de oțel. Grosimea acestora trebuie să fie cuprinsă între 8 și 12 mm, iar lățimea trebuie să fie de minimum 60 mm. Dacă este necesar, această ultimă valoare trebuie să fie crescută până la 100 mm, în scopul de a evita distrugerea locală a miezului. În cazul în care se depășește valoarea de 100 mm, este necesară realizarea unei determinări mai precise a modulului de forfecare. Distanța minimă a porțiunii libere dintre plăcuțele de oțel trebuie să fie de 1,2 ori mai mare decât înălțimea epruvetei.

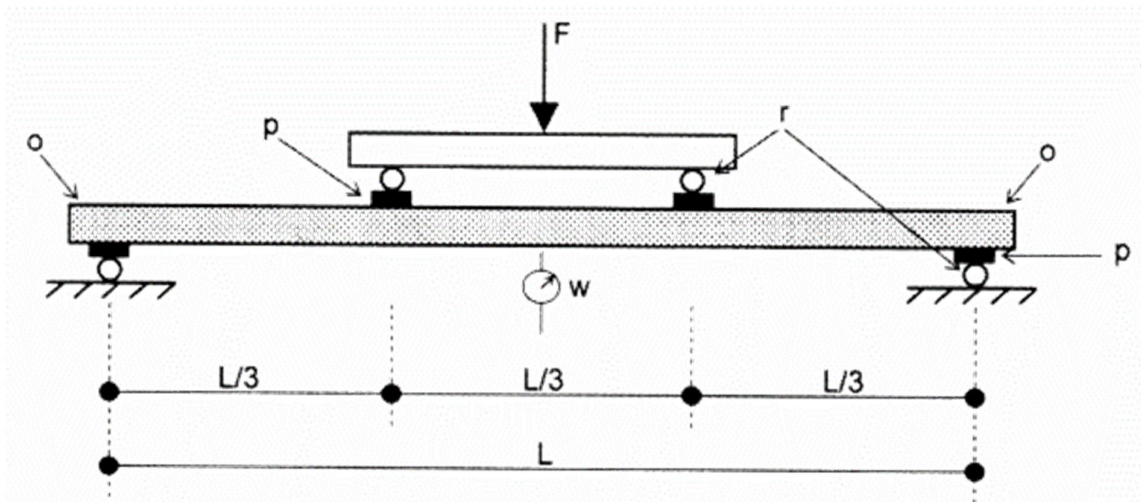


Fig. 1.2.3.4. Încercare la încovoiere în 4 puncte. Dispozitivul de fixare al epruvetei

În cazul panourilor cu material de miez discontinuu, încercările trebuie efectuate pe lățimea utilă completă a panoului, iar îmbinările în materialul de miez trebuie să fie în cel mai dezavantajos mod care poate să apară în practică.

Pentru încercările în urma cărora nu se poate obține o rupere fără o deformație la compresiune vizibilă în materialul de miez la nivelul reazemelor, trebuie să fie măsurate săgețile la reazeme. Așadar, săgeata  $w$  de utilizat în calculul modulului la forfecare va trebui să fie modificată prin scăderea mediei dintre cele două săgeți măsurate în reazeme:

$$\left( \frac{w_{s1} + w_{s2}}{2} \right) \quad (1.2.3.3)$$

unde  $w_{s1}$  și  $w_{s2}$  sunt săgețile măsurate ale feței superioare a epruvetei deasupra reazemului din stânga și, respectiv, din dreapta.

Încercarea trebuie să fie efectuată prin suprapunerea unui panou scurt simplu rezemat, cu lățimea utilă completă, la două sarcini liniare (egal distanțate sau aplicate la  $1/4$  puncte) sau la o presiune de aer realizată fie cu aparatul de încercare cu cameră parțial vidată, fie cu perne de aer.

Epruveta trebuie să aibă o încărcare la fel cu cea prezentată în Fig 1.2.3.4. Viteza de încărcare trebuie aleasă în așa fel încât să cauzeze o creștere a săgeții maxime echivalentă cu 10% din grosime  $\pm 25\%$ , pe minut. De asemenea, viteza trebuie să fie uniformă și suficient de mare încât să cauzeze ruperea în decurs de 3 minute de la începerea încărcării. Măsurarea săgeții în timpul încercării trebuie efectuată cu o precizie de 1%. Testul se continuă până la ruperea epruvetei, și se trasează o curba forță – deplasare.

Încercările trebuie efectuate în condiții de laborator normale de temperatură și umiditate.

- **Rezistența la forfecare a panoului**, incluzând și contribuția miezului și a feței, este dată de sarcina  $F_u$ .

Pentru panouri cu fețe plane, sau ușor profilate supuse la două sarcini liniare aplicate la câte o treime din deschidere, calculul rezistenței la forfecare se realizează cu formula:

$$f_{cv} = \frac{F_u}{2Be} \quad (1.2.3.4)$$

unde:

$F_u$  – este sarcina maximă suportată de epruveta care se rupe prin forfecare;

$B$  – este lățimea măsurată a epruvetei;

e – distanța dintre centrele fețelor.

• **Modulul de forfecare al materialului miezului ( $G_c$ )** se calculează din panta porțiunii liniare a curbei forță – deplasare, astfel:

$$G_c = \frac{\Delta FL}{6Bd_c\Delta w_s} \quad (1.2.3.5)$$

unde:

L – distanța dintre reazeme la ruperea prin forfecare;

B – lățimea măsurată a epruvetei;

$d_c$  – grosimea materialului miezului;

$\Delta w_s$  – săgeata la forfecare. Se calculează cu formula:

$$\Delta w_s = \Delta w - \Delta w_B \quad (1.2.3.6)$$

$\Delta w$  – săgeata la jumătatea deschiderii pentru o creștere a sarcinii  $\Delta F$  luată din partea porțiunii liniare a curbei forță – deplasare;

$\Delta w_B$  – săgeata la încovoiere. Se calculează cu formula:

$$\Delta w_B = \frac{\Delta FL^3}{56,34B_s} \quad (1.2.3.7)$$

$B_s$  – rigiditatea la încovoiere. Se calculează astfel:

$$B_s = \frac{E_{F1} \cdot A_{F1} \cdot E_{F2} \cdot A_{F2}}{E_{F1} \cdot A_{F1} + E_{F2} \cdot A_{F2}} e^2 \quad (1.2.3.8)$$

$E_{F1}$  – modulul de elasticitate longitudinal al feței superioare;

$E_{F2}$  – modulul de elasticitate longitudinal al feței inferioare;

$A_{F1}$  – aria măsurată a secțiunii transversale a feței superioare;

$A_{F2}$  – aria măsurată a secțiunii transversale a feței inferioare.

### 1.2.3.3 Încercarea pentru determinarea capacității portante la încovoiere și a rigidității unui panou simplu rezemat

Prin acest tip de încercare se determină rezistența la încovoiere a panourilor în care deschiderea este suficient de mare încât să se producă o rupere la încovoiere, respectiv îndoire, curgere sau încrețirea fețelor. Apoi, prin calcul se determină efectul la îndoire pentru fețe plane sau ușor profilate sau eforul la curbare sau la curgere pentru fețele profilate.

Încărcarea panoului trebuie efectuată prin supunerea unui panou simplu rezemat, la 4 sarcini liniare, distribuite pe toată lățimea panoului (Figura 1.2.3.5, 1.2.3.6), sau la o presiune de aer realizată fie de un aparat de încercare cu cameră parțial vidată, fie de perne de aer (Figura 1.2.3.7). Sarcina se va măsura cu celule de forță așezate sub reazeme.

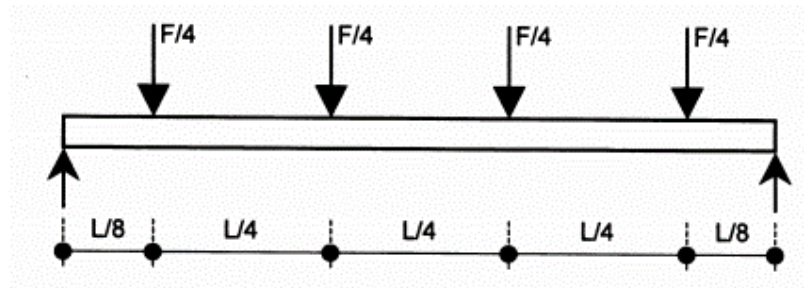


Fig. 1.2.3.5 Panou simplu rezemat: 4 sarcini liniare

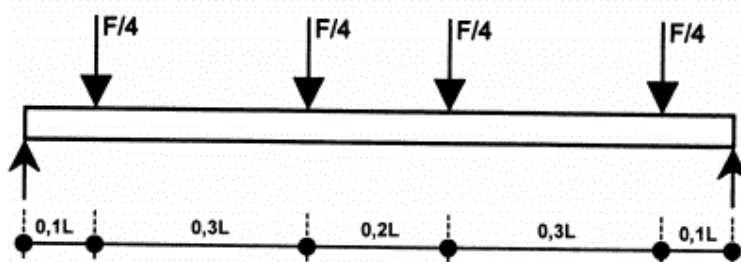


Fig. 1.2.3.6 Panou simplu rezemat: 4 sarcini liniare (alternativă)

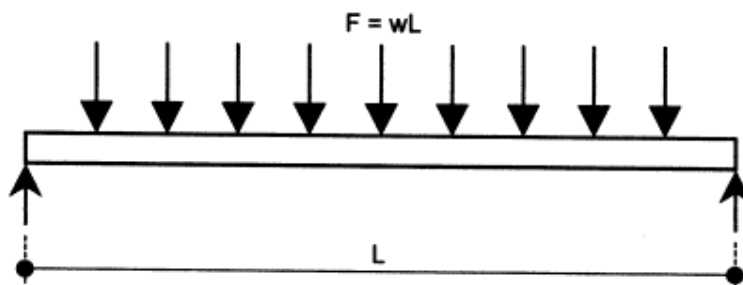


Fig. 1.2.3.7 Panou simplu rezemat: presiune de aer

Un detaliu al rezemării adecvate a panoului este prezentat în Fig. 1.2.3.8. Lățimea reazemelor trebuie să fie cuprinsă între 50-100 mm și să fie suficient de mare astfel încât să fie prevenită distrugerea locală a miezului.



Fig. 1.2.3.8 Detaliu al rezemării panoului

Atașarea panoului de reazeme trebuie făcută ca în practică, adică fie prin profilul șanțurilor, fie prin cel al coamelor.

Pentru cazul în care se dorește determinarea efortului de îndoire utilizat în calculul de proiectare, condițiile de reazem nu trebuie să aplice nici o restricție față de rotația panoului în jurul liniei reazemelor.

Aplicarea sarcinilor liniare pe panouri cu fețe ușor profilate trebuie să se facă cu ajutorul platanelor de încercare. Sub punctele de încărcare și peste reazeme sunt necesare plăci de oțel pentru distribuția sarcinii. Grosimea acestora trebuie să fie cuprinsă între 8 mm și 12 mm, iar lățimea trebuie să aibă minim 60 mm. În scopul de a evita distrugerea locală a miezului, lățimea poate fi crescută până la 100 mm.

În cazul în care este vorba despre o față profilată, sarcinile liniare trebuie aplicate prin intermediul unor bare de încărcare transversale de oțel sau de lemn, împreună cu platane de încărcare din lemn așezate în șanțurile profilului, Figura 1.2.3.9. Lățimea platanelor trebuie să fie suficientă pentru a evita ruperea la compresiune a miezului sub acestea. În timpul încărcării, sarcinile trebuie menținute perpendicular pe panou.



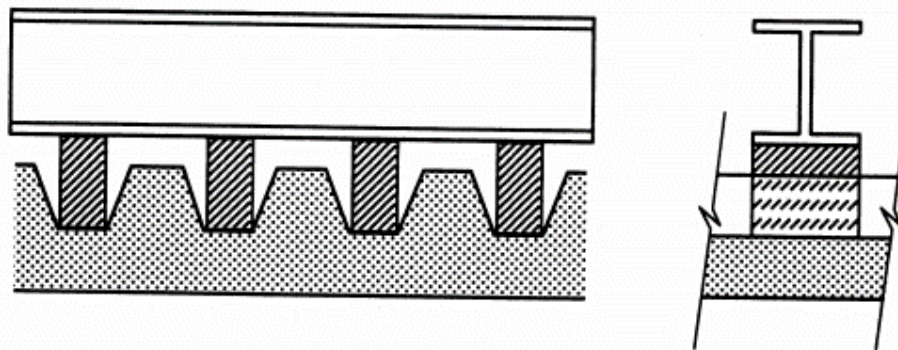


Fig. 1.2.3.9 Platane de încărcare pentru fețe profilate

Deschiderea dintre reazeme trebuie aleasă astfel încât să se obțină o rupere la încovoiere. În Tabelul 1.2.3.1 sunt prezentate valorile deschiderii orientative în funcție de adâncimea totală a panoului.

**Tabelul 1.2.3.1** Criterii pentru deschideri orientative pentru a obține rupere la încovoiere

Adâncime totală a panoului (D)	Deschidere orientativă (L)
$D < 40 \text{ mm}$	3,0 m
$40 \text{ mm} \leq D < 60 \text{ mm}$	4,0 m
$60 \text{ mm} \leq D < 100 \text{ mm}$	5,0 m
$D \geq 40 \text{ mm}$	6,0 m

În cazul în care, utilizând valorile din Tabelul 1.2.3.1, se obține o rupere prin forfecare, acestea trebuie crescute treptat în trepte de 1.0 m până când este obținută o rupere la încovoiere.

Efortul de îndoire poate fi puternic influențat de faptul că fața a fost deasupra sau dedesubtul panoului în procesul de fabricație; așadar încercarea trebuie să fie efectuată pe ambele orientări ale panoului.

Înainte de încercare, o mică sarcină, care nu trebuie să fie mai mare de 10% din sarcina de rupere, trebuie să fie aplicată pentru nu mai mult de 5 min și apoi îndepărtată.

Încărcările trebuie să fie realizate în condiții de laborator normale de temperatură și umiditate.

Panoul trebuie să fie încărcat continuu în cel puțin 10 trepte, până când se produce ruperea. Viteza săgeții nu trebuie să depășească 1/50 din deschidere pe minut, în orice moment pe parcursul încercării. Atât sarcina, cât și săgeata centrală trebuie să fie înregistrate. Traductorii pentru deplasare trebuie să aibă o exactitate de 0.1 mm.

Sunt necesare minim 3 epruvete pe panou și înregistrare, pentru determinarea proprietăților. Pentru acestea trebuie înregistrate sarcina de rupere, natura și locul ruperii. De asemenea, trebuie trasată o curba forță – deplasare pentru deformația la centru.

- **Capacitatea portantă la încovoiere** se calculează cu relația:

$$M_u = \frac{F_u L}{8} \quad (1.2.3.9)$$

unde:

$M_u$  – este momentul de încovoiere final înregistrat în cursul încercării, incluzând efectul propriei greutate și masa echipamentului de încărcare;

$F_u$  – este sarcina totală înregistrată în cursul încercării, incluzând o toleranță pentru greutatea proprie a panoului și greutatea echipamentului de încărcare.

- **Tensiunea de îndoire** se calculează numai pentru panourile cu fețe plane sau ușor profilate, pentru celelalte nefiind relevant. Acesta se calculează cu ajutorul momentului de încovoiere final.

Pentru cazul în care ambele fețe panoului sunt profilate similar, proiectarea trebuie să fie bazată pe efortul de îndoire cel mai puțin favorabil.

Dacă fața sub tensiune este plană sau ușor profilată, efortul de îndoire se calculează cu relația:

$$\sigma_w = \frac{M_u}{eA_{F1}} \quad (1.2.3.10)$$

unde:

$M_u$  – este momentul de încovoiere final înregistrat în cursul încercării, după corecția pentru efectul propriei greutate și masa echipamentului de încărcare;

$e$  – este distanța dintre centrele de greutate ale fețelor;

$A_{F1}$  – este aria secțiunii transversale a feței în compresiune.

Dacă fața sub tensiune este profilată, efortul de îndoire al feței plane sau ușor profilate în compresiune trebuie determinat folosind ecuația:

$$\sigma_w = \frac{M_u - M_{F2}}{eA_{F1}} \quad (1.2.3.11)$$

unde:

$M_{F2}$  – este momentul de încovoiere determinat pe fața profilată.

În cazul panourilor de același tip, dar cu grosimi diferite ale fețelor, atunci când au fost încercate numai panourile cu fața cea mai subțire, eforturile de îndoire pentru fețele mai groase trebuie determinate folosind ecuația:

$$\sigma_{w,t_2} = f \cdot \sigma_{w,t_1} \quad (1.2.3.12)$$

$\sigma_{w,t_{1,2}}$  – este efortul de îndoire al feței mai groase respectiv a celei mai subțiri;

#### 1.2.3.4. Încercarea la compresiune a materialului miezului unui panou tip sandwich

Prin această încercare se determină rezistența și modulul de compresiune ale materialului de miez.

Epruvetele utilizate trebuie să fie conform cu cele utilizate la tracțiune. Epruveta trebuie să fie așezată între cele două plăci de încărcare paralele și rigide ale mașinii de încercat la compresiune. Viteza de încărcare, în cazul acestui tip de test, trebuie să fie suficientă pentru a cauza o deplasare echivalentă cu 10% din grosime pe minut. În timpul încercării, deplasarea trebuie să fie măsurată cu o precizie de 1%, după care se trasează o curba forță – deplasare. Toate încercările trebuie să fie efectuate în condiții de laborator normale de temperatură și umiditate.

- **Rezistența la compresiune ( $f_{Cc}$ )** se calculează cu formula:

$$f_{Cc} = \frac{F_u}{A} \quad (1.2.3.13)$$

unde:

$F_u$  – sarcina limită;

$A$  – aria secțiunii transversale a epruvetei.

- **Modulul de elasticitate la compresiune ( $E_{Cc}$ )** al materialului miezului se calculează utilizând formula:

$$E_{cc} = \frac{F_u d_c}{w_u A} \quad (1.2.3.14)$$

unde:

$F_u$  – sarcina limită;

$d_c$  – grosimea epruvetei;

$w_u$  – deplasarea ideală la sarcina limită bazată pe porțiunea liniară a curbei;

$A$  – aria secțiunii transversale a epruvetei.

### **Caracterizarea experimentală a panourilor tip sandwich cu miez din spumă poliuretanică**

S-au efectuat 3 teste pentru determinarea proprietăților mecanice ale structurilor tip sandwich cu miez din spumă poliuretanică. Aceste teste sunt:

- Testul la încovoiere în patru puncte;
- Testul la tracțiune transversală;
- Testul la compresiune.

În cadrul fiecărui test se vor prezenta materialele și epruvetele, programul experimental, precum și graficele obținute și calculul proprietăților.

În urma supunerii epruvetelor la testele de mai sus, se obțin proprietăți cum ar fi: tensiunea la forfecare, tensiunea la întindere, modulul de forfecare al miezului, modulul de elasticitate longitudinal, tensiunea la curgere, tensiunea de platou, densificarea, energia de absorbție.

#### **1.2.3.5 Testul la încovoiere în patru puncte**

##### ***Materiale și epruvete***

În cadrul acestui tip de test, s-au utilizat pentru testare 5 epruvete tip sandwich.

Epruvetele au fost decupate din panouri tip sandwich cu fețe plane (ușor profilate), având ca material al fețelor oțelul (modulul de elasticitate longitudinal,  $E=2,1 \cdot 10^5$  MPa). Miezul structurii utilizate a fost spuma poliuretanică, având densitatea de 40 kg/m<sup>3</sup>.

Forma și dimensiunile epruvetelor au fost alese conform Standardului 14509:2013. În Fig. 1.2.3.1 poate fi observată una dintre epruvetele utilizate pentru testul la încovoiere în 4 puncte.

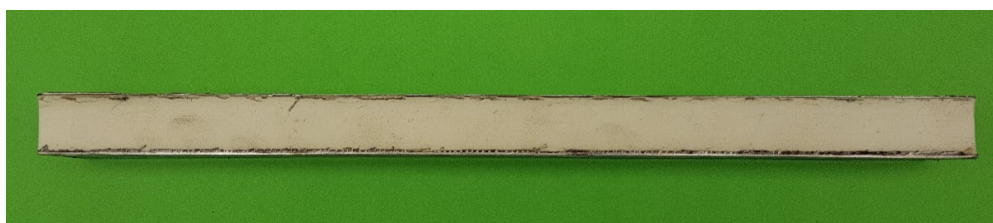


Fig. 1.2.3.10 Epruveta utilizată pentru testul la încovoiere în 4 puncte

Standardul 14509:2013 prevede ca epruveta să aibă o anumită dimensiune fixă. Însă, menționează că distanța porțiunii libere dintre plăcuțele de oțel (vezi Capitolul 2.2 și Figura 2.4) din dreptul reazemelor să fie de cel puțin 1,2 ori mai mare decât înălțimea epruvetei. Așadar, dat fiind faptul că panourile care au fost testate au avut o grosime de 25 mm, distanța liberă dintre plăcuțe a fost calculată astfel:

$$\text{distanța liberă dintre placute} = 1,2 \cdot 25 = 30 \text{ mm}$$

Plăcuțele de oțel, conform standardului, trebuie să aibă o lățime de minim 60 mm. Așadar, lungimea minimă a epruvetelor se calculează astfel:

Lungimea min. a epruvetei =  $3 \cdot \text{distanța dintre placute} + 4 \cdot \text{latimea placutelor}$ , la care se adaugă și o porțiune liberă în afara plăcuțelor, aleasă aleatoriu, de 35 mm. Lungimea finală a epruvetelor va fi:

$$\text{Lungimea epruvetei} = 3 \cdot 30 + 4 \cdot 60 + 2 \cdot 35 = 400 \text{ mm}$$

Fig. 1.2.3.11 prezintă dimensiunile epruvetei, precum și dimensiunile și poziționarea plăcuțelor de oțel.

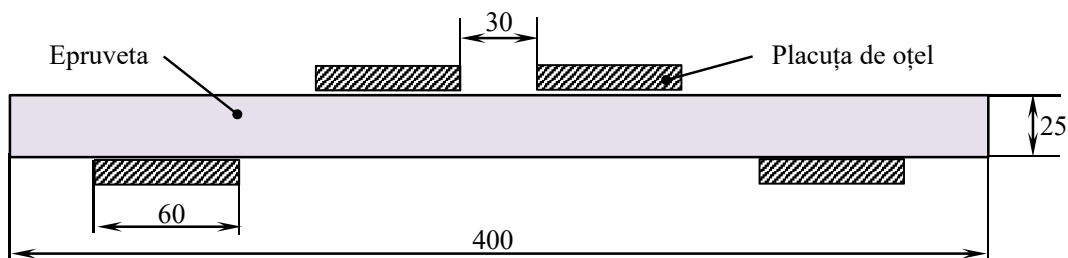


Fig. 1.2.3.11 Dimensiunile epruvetei, în mm

În 2 sunt prezentați parametrii geometrici ai epruvetelor utilizate în cadrul testului la încovoiere în 4 puncte.

**Tabelul 1.2.3.2.** Dimensiunile epruvetelor pentru încovoierea în 4 puncte

	Inaltime [mm]	Latime [mm]	Lungime [mm]
Epruveta 1	25,41	43,65	399,96
Epruveta 2	25,64	45,43	401,03
Epruveta 3	25,30	46,53	400,92
Epruveta 4	25,27	45,68	398,65
Epruveta 5	25,64	48,58	401,21

### **Programul experimental**

Testele la încovoiere în 4 puncte au fost efectuate pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 005 de 5 kN (Fig. 1.2.3.), folosind un dispozitiv de încovoiere în 4 puncte conform Standardului 14509:2013. Pentru preluarea datelor din timpul testului s-a folosit soft-ul Test Xpert II v1.43.

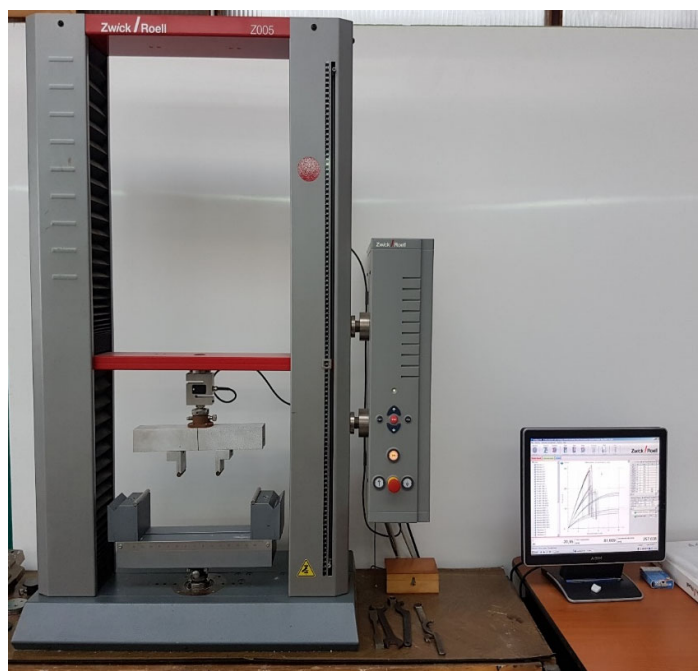


Fig. 1.2.3.12 Masina Zwick/Roell 005 de încercat la încovoiere în patru puncte

Așezarea piesei în dispozitivul de încovoiere al mașinii de încercat s-a făcut ținând cont de faptul că distanțele dintre centrele reazemelor să fie egală, cu o valoare de 90 mm. Deschiderea dintre reazeme, așadar, este de 270 mm. În Fig. 1.2.3.13 este reprezentată schema așezării epruvetei în dispozitivul de testat, precum și distanțele dintre punctele de rezemare/încărcare.

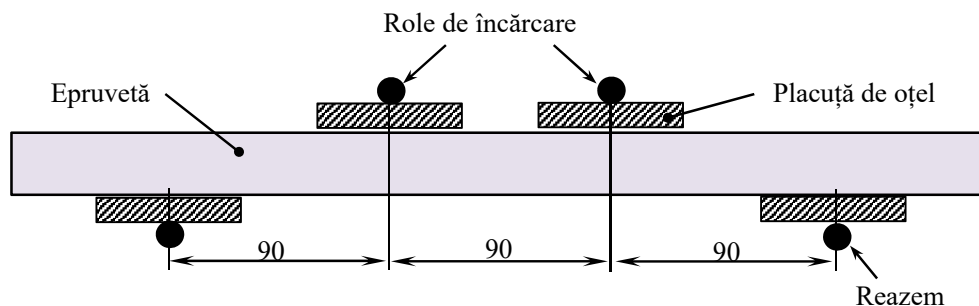


Fig 1.2.3.13 Schema așezării piesei în dispozitivul de testare

Testele realizate pe grinzile tip sandwich au fost efectuate la temperatura camerei, cu o viteză de încercare constantă de 10 mm/min. Pentru acest tip de test au fost utilizate cinci probe prelevate din panouri de tip sandwich. În Fig. 1.2.3. este reprezentată fixarea epruvetei în mașina de testat Zwick/Roell 005.

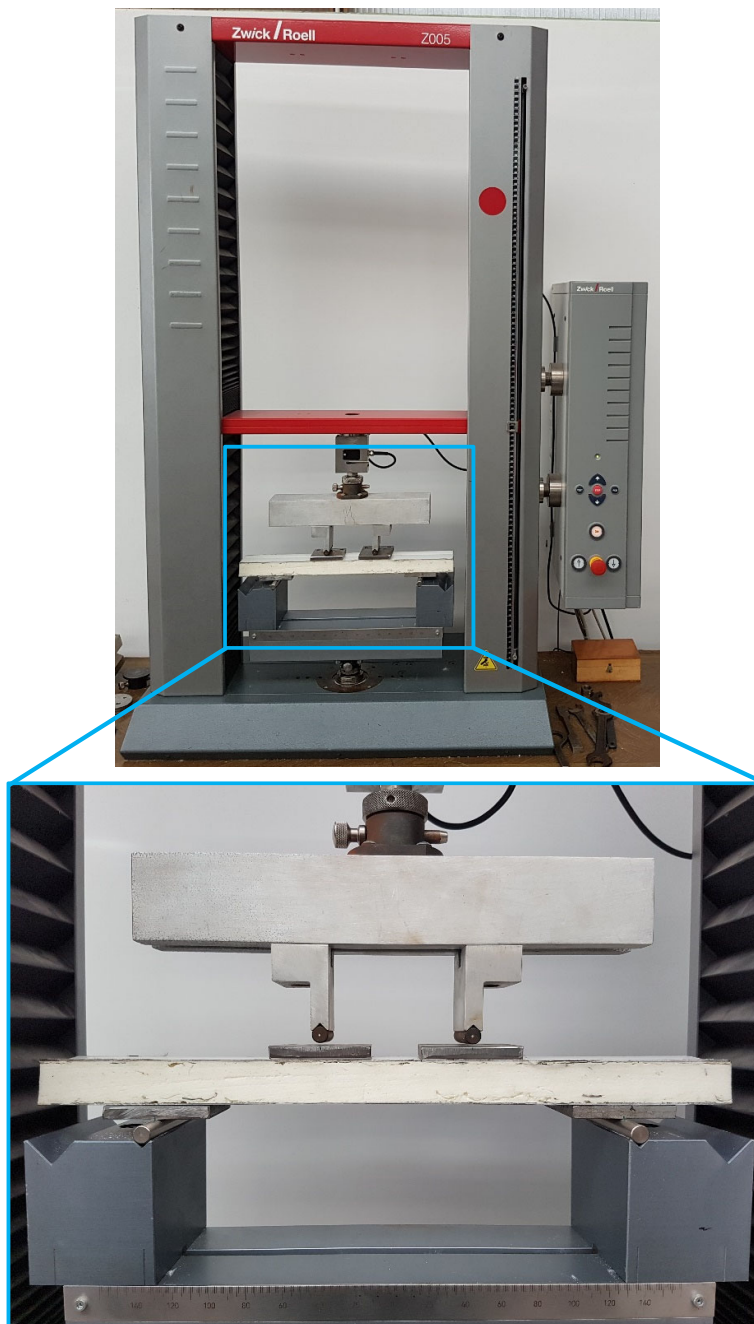


Fig. 1.2.3.14 Fixarea epruvetei în mașina de încercat

Grinzile de tip sandwich au prezentat următoarele dimensiuni: deschiderea dintre reazeme ( $L$ ), distanța dintre centrele fetelor ( $e$ ), precum și lățimea probei ( $B$ ). Fiecare probă a fost caracterizată prin înălțimea fețelor (ambele fețe au fost considerate având o înălțime de 0.5mm), înălțimea miezului ( $d_c$ ). De asemenea s-au presupus cunoscute proprietățile de material ale fețelor (modulul de elasticitate, precum și rezistența la curgere).

În Fig. 1.2.3.15 este prezentată epruveta tip sandwich după efectuarea testului. Se poate observa un detaliu al forfecării miezului, apărut în timpul testării.

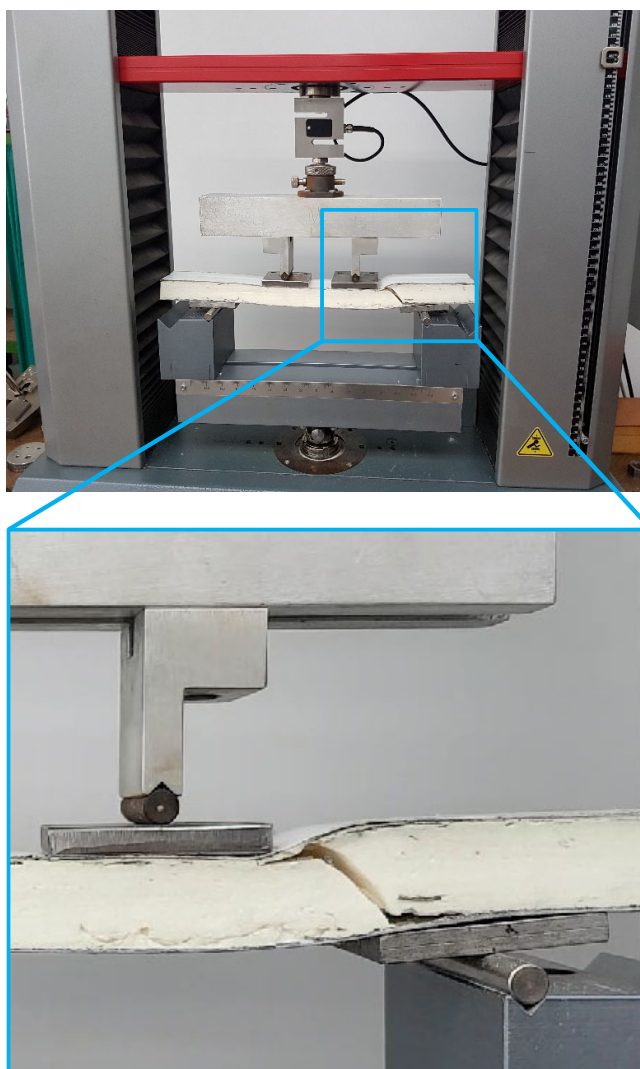
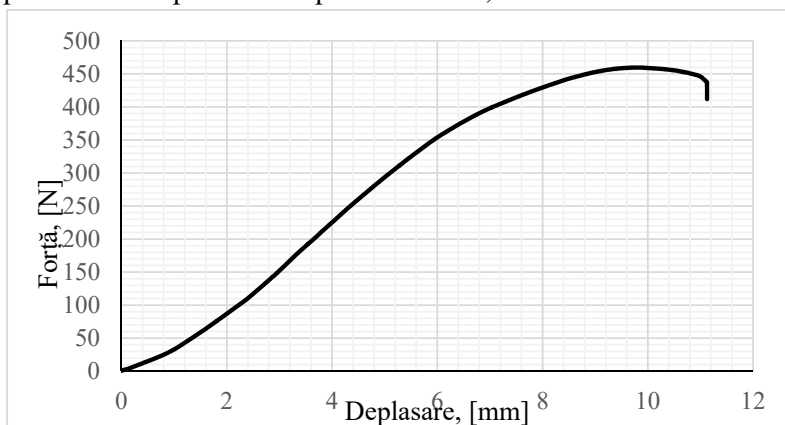


Fig. 1.2.3.15 Epruveta după testarea la încovoiere în 4 puncte

### *Rezultate și discuții*

În urma testării epruvetelor, s-au obținut 5 curbe forță-deplasare. În **Error! Reference source not found.** este prezentată curba cea mai reprezentativă dintre cele 5 înregistrate. Se observă faptul că forfecarea s-a produs la o deplasare de aproximativ 11,12 mm.



**Error! Reference source not found.** Graficul forță-deplasare obținut în urma testului de încovoiere în 4 puncte

Pe baza valorilor rezultate în urma testului de încovoiere și a dimensiunilor epruvetelor din **Error! Reference source not found.**, utilizând ecuația 2.4, s-a calculat tensiunea la forfecare,  $f_{cv}$ . Modulul de forfecare al miezului,  $G_c$ , s-a calculat utilizând relațiile 2.5-2.8. Rezultatele încercării la încovoiere în 4 puncte (forța maximă,  $F_{max}$ , și deplasarea la forța maximă,  $\Delta F_{max}$ ), precum și tensiunea la forfecare și modulul de forfecare sunt prezentate în Tabelul 1.2.3.3.3.

**Tabelul 1.2.3.3** Rezultatele încercării la încovoiere în 4 puncte

	$F_{max}$ [N]	$\Delta F_{max}$ [mm]	$f_{cv}$ [MPa]	$G_c$ [MPa]
Epruveta 1	459,60	9,85	0,2113	3,9893
Epruveta 2	585,62	7,46	0,2564	4,4274
Epruveta 3	540,81	10,14	0,2343	4,3002
Epruveta 4	496,22	9,22	0,2193	4,4262
Epruveta 5	522,33	9,15	0,2138	4,3449
Media			<b>0,2270</b>	<b>4,2976</b>

### Testul la tracțiune transversală

#### *Materiale și epruvete*

Pentru acest tip de încercare, s-au testat 2 epruvete de tip sandwich, standardizate.

Epruvetele au fost prelevate din panouri tip sandwich. Miezul structurii a fost din spuma poliuretanică, având densitatea de  $40 \text{ kg/m}^3$ , iar fețele din oțel, fără profilaj (plane).

Forma și dimensiunile epruvetelor au fost alese conform Standardului 14509:2013. Acesta prevede ca epruvetele să aibă secțiunea transversală pătrată cu latura cuprinsă între 100 mm și 300 mm. În cazul de față s-au confecționat probe cu latura de 100 mm. Înălțimea panoului a fost de 120 mm. În Fig. poate fi observată una dintre epruvetele utilizate pentru testul la tracțiune.

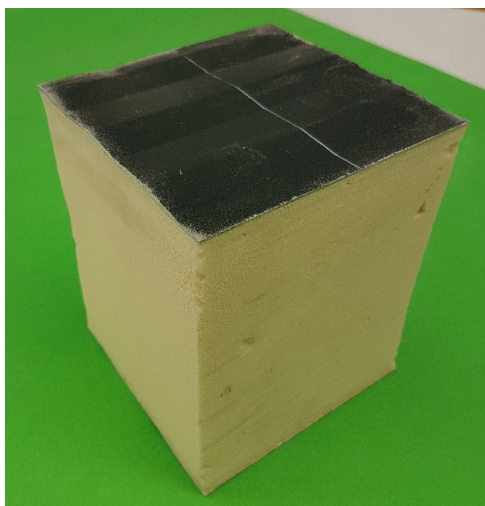


Fig. 1.2.3.17 Epruveta utilizată pentru testul la tracțiune



4 prezintă dimensiunile celor 2 epruvete utilizate pentru testul la tracțiune.

**Tabelul 1.2.3.4. Dimensiunile epruvetelor pentru testul la tracțiune**

	Înălțime [mm]	Lățime [mm]	Lungime [mm]
Epruveta 1	119,47	99,33	101,34
Epruveta 2	120,03	100,21	99,86

#### **Programul experimental**

Testele la la tracțiune au fost efectuate pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 005 de 5 kN (Fig. 1.2.3.), descrisa anterior, echipată cu bacurile de încercare la tracțiune. Pentru a se putea fixa proba în mașină, s-au utilizat plăcuțe de aluminiu, care au fost lipite pe fețele epruvetei. Plăcuțele au fost prevăzute cu cârlige care s-au fixat, mai apoi în bacurile mașinii de testat. În Fig. 1.2.3.18 se pot observa plăcuțele de aluminiu prinse de probă. Legătura dintre fețele probei și plăcuțe s-a realizat cu ajutorul unui adeziv special pentru materiale metalice.

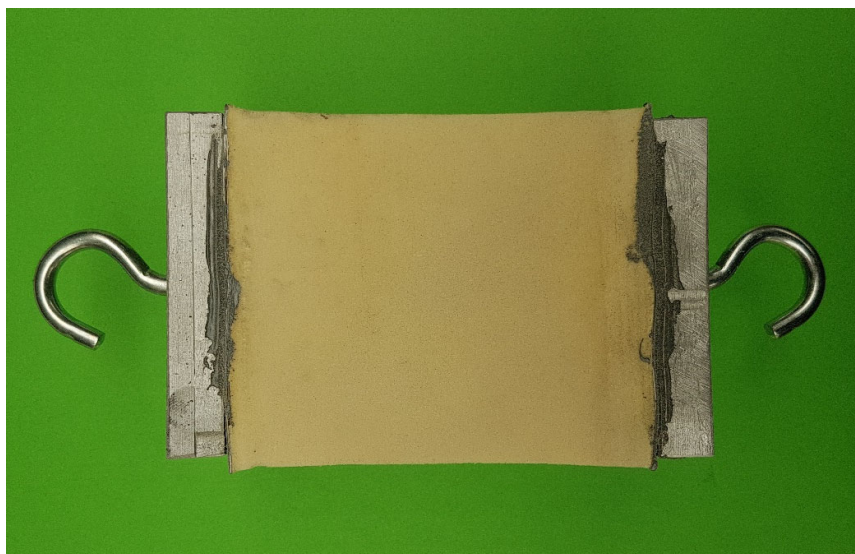


Fig. 1.2.3.18 Epruveta de tracțiune lipită de plăcuțele de aluminiu

Fiecare probă a fost caracterizată prin înălțimea epruvetei, precum și lățimea și lungimea acesteia.

Testele de tracțiune au fost efectuate la o viteză de încercare constantă de 10 mm/min, la temperatura camerei.

În **Error! Reference source not found.** este reprezentată fixarea epruvetei, cu ajutorul cârligelor, în bacurile mașinii de testat Zwick/Roell 005.



**Error! Reference source not found.** Fixarea epruvetei în mașina de testat

În urma efectuării testului, probele au prezentat o rupere fragilă, fără deformații plastice remanente. În Fig. 1.2.3.20 este prezentată epruveta după efectuarea testului de tracțiune.

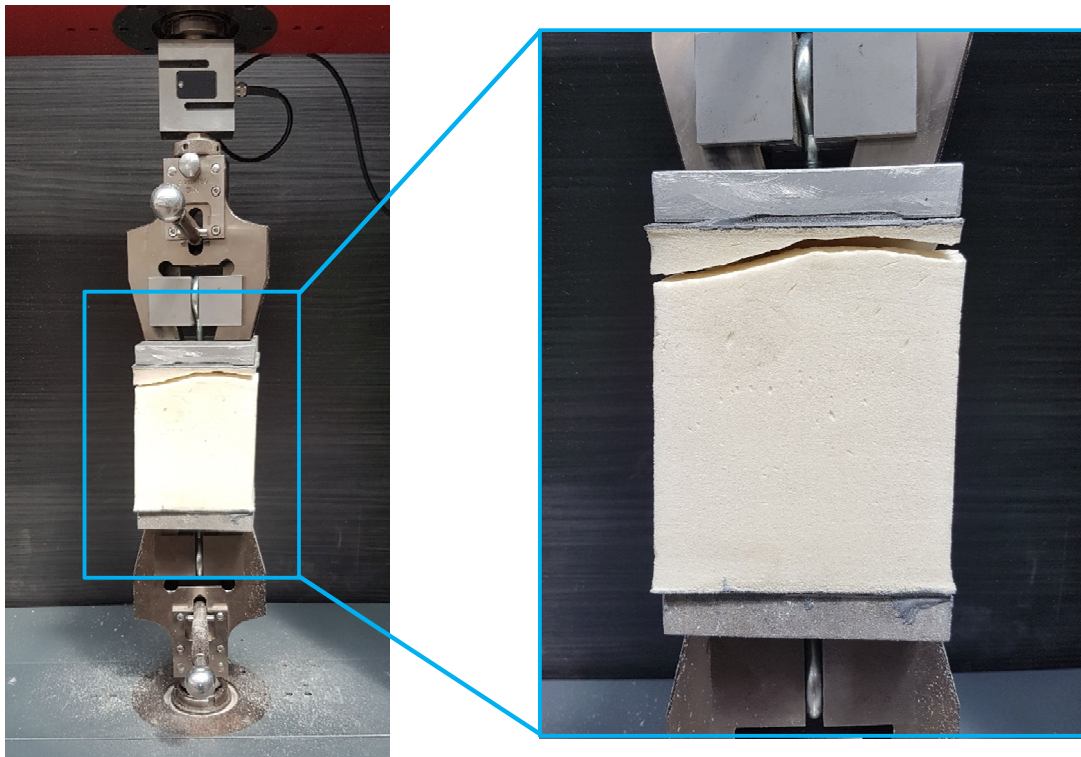


Fig. 1.2.3.20 Epruveta de tracțiune după efectuarea testului de tracțiune

### Rezultate și discuții

În urma testului la tracțiune, epruvetele au prezentat o rupere fragilă. În graficul de mai jos (Fig. 1.2.3.21) este prezentată una dintre curbele tensiune-deformație rezultate în urma efectuării testului de tracțiune.

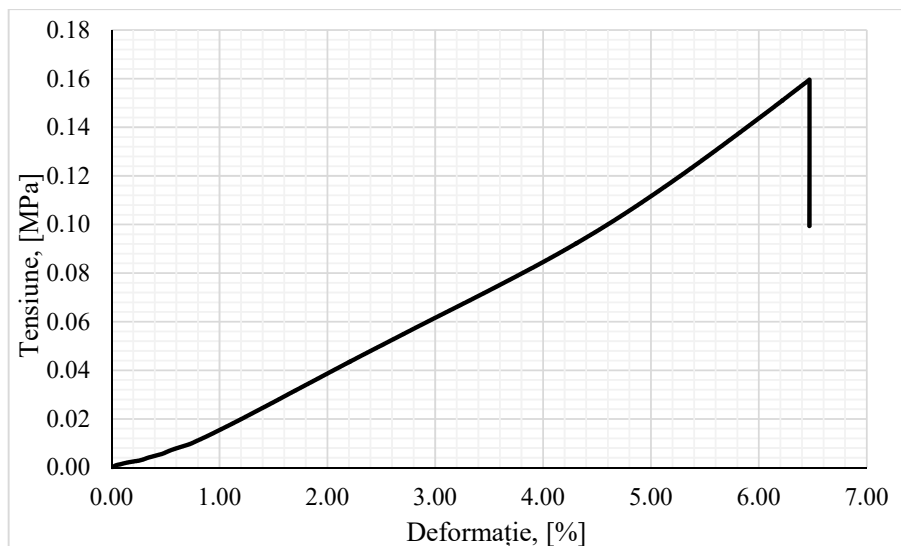


Fig. 1.2.3.21 Graficul tensiune-deformație la tracțiune

Rezistența la tracțiune transversală ( $f_{Ct,max}$ ) pe panou se calculează utilizând ecuația 2.1, și dimensiunile epruvetelor notate în Tabelul 1.2.3. Pentru determinarea modului de elasticitate transversal ( $E$ ), se calculează panta curbei, pe porțiunea linear elastică. Valorile calculate, precum și deformația la tensiunea maximă ( $\Delta f_{Ct,max}$ ), sunt prezentate în Tabelul 1.2.3.5.

**Tabelul 1.2.3.5. Rezultatele încercării la tracțiune transversală**

„	$f_{Ct,max}$ , [MPa]	$\Delta f_{Ct,max}$ , [%]	$E$ , [MPa]
Epruveta 1	0,1596	6,4692	2,27
Epruveta 2	0,1602	6,5043	2,26
	<b>0,1599</b>	<b>6,4867</b>	<b>2,265</b>

### Încercarea la compresiune

#### Materiale și epruvete

În cadrul acestui tip de test, s-au încercat 2 epruvete, conform Standardului 14509:2013. Acesta prevede ca secțiunea transversală a epruvetei să fie pătrată, iar latura să fie cuprinsă între 100 mm și 300 mm. Pentru încercările de față, s-au confecționat probe cu latura de 100 mm. Înălțimea probelor a fost, în medie, 70 mm.

Asemănător testului de tracțiune, epruvetele au fost decupate din panouri sandwich, însă fețele panoului s-au înlăturat, dat fiind faptul ca s-a dorit caracterizarea la compresiune a miezului. Materialul miezului a fost spuma poliuretanică, cu o densitate de 40 kg/m<sup>3</sup>.

În Fig. 1.2.3.22 se poate observa una dintre epruvete, înainte de testare.

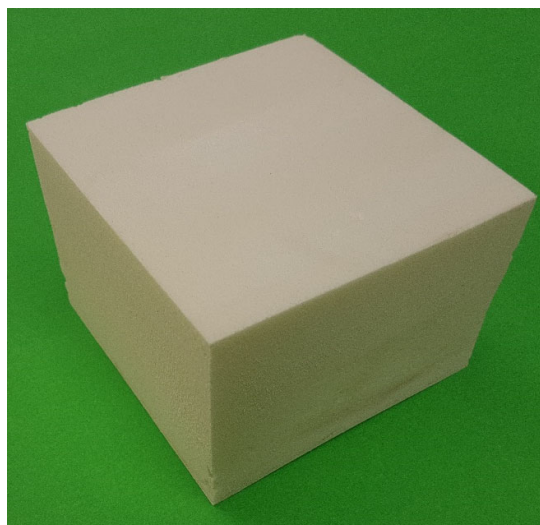


Fig. 1.2.3.22 Epruveta utilizată pentru testul compresiune

În Tabelul 1.2.3.6 sunt prezentate înălțimea, lățimea și lungimea celor două probe testate la compresiune.

**Tabelul 1.2.3.6. Dimensiunile epruvetelor pentru testul la compresiune**

	Înălțime [mm]	Lățime [mm]	Lungime [mm]
Epruveta 1	70.04	100.5	99.00
Epruveta 2	69.63	100.61	98.09

#### ***Programul experimental***

Testele la compresiune au fost făcute pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune LBG TC100 de 100 kN, prezentată în Fig. 1.2.3.3. Pentru preluarea datelor din timpul testului s-a folosit soft-ul TC Soft 2004 Plus.

Fiecare epruvetă s-a caracterizat prin înălțime, precum și lățime și lungime. Epruvetele au fost supuse unei compresiuni uniaxiale conform Standardului 14509:2013.

Viteza de încercare a fost constantă, cu o valoare de 10 mm/min, în condiții normale de umiditate și temperatură.

În Fig. 1.2.3. se poate vedea așezarea epruvetei în mașina de testat LBG TC 100. După cum se poate observa în Figura 1.2.3.23, bacurile de testare sunt mai mari decât suprafața de încărcare a epruvetei pentru a asigura o distribuție uniformă a solicitării. De asemenea, s-a ținut cont de faptul că marginile încărcate ale epruvetelor trebuie să fie paralele una față de cealaltă și perpendiculare pe muchiile laterale. În plus, este foarte important ca epruveta supusă testării să fie așezată în centrul plăcii fixe.



Fig. 1.2.3.3 Mașina de încercat LBG TC100

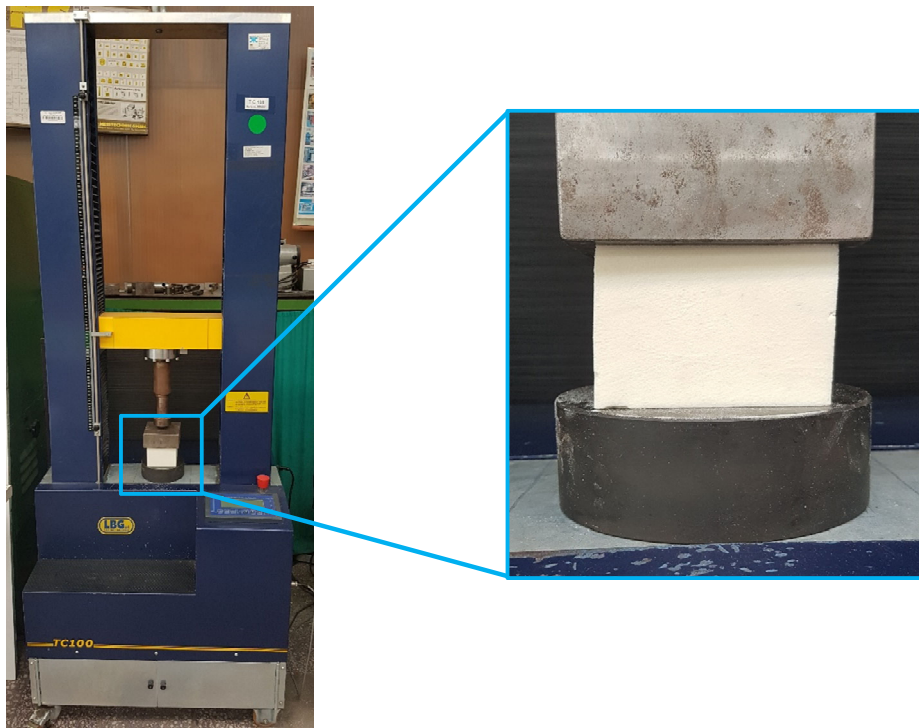


Fig. 1.2.3.23 Fixarea epruvetei în mașina de testat LBG TC 100

În Fig. 1.3.24 este prezentată epruveta după efectuare testului în comparație cu cea netestată.

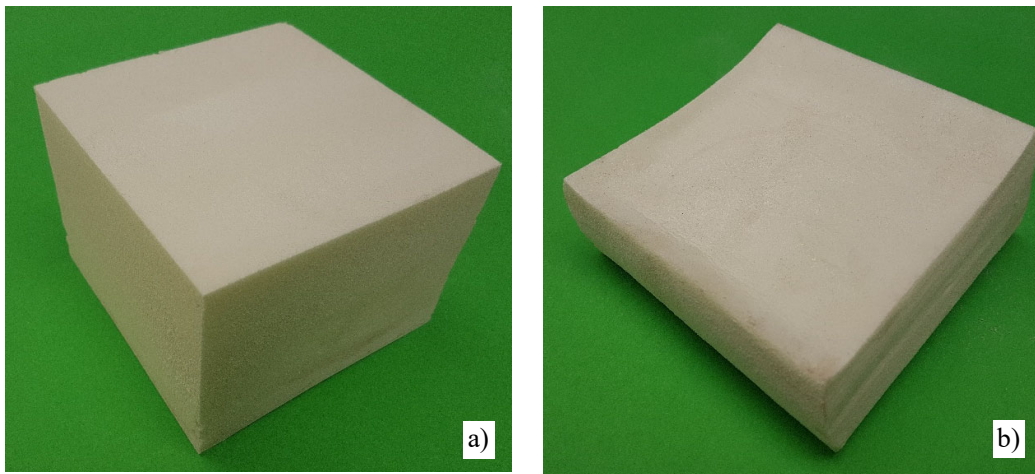


Fig. 1.3.24 Epruveta de compresiune înainte (a) și după (b) efectuarea testului

### Rezultate și discuții

În urma efectuării testelor la compresiune, s-au obținut grafice forță-deplasare, care mai apoi, utilizând dimensiunile epruvetelor, s-au convertit în tensiune-deformație. Unul dintre graficele tensiune-deformație este prezentat în Fig. 1.2.3.25.

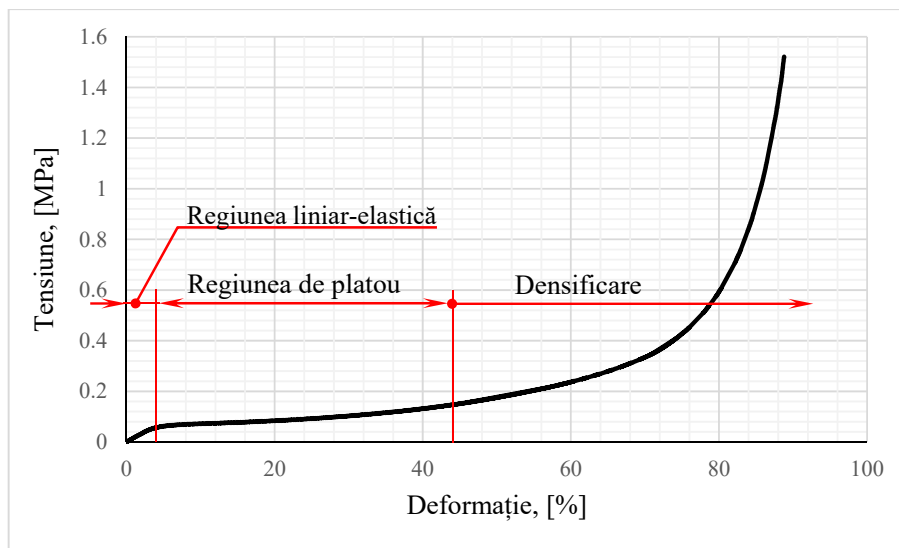


Fig. 1.2.3.25 Graficul tensiune-deformație, pentru încercarea la compresiune

De pe graficul tensiune-deformație se pot identifica următoarele regiuni caracteristice materialelor celulare:

- prima parte a curbei prezintă o **regiune liniar-elastică** până la curgere. De pe această regiune se calculează modulul de elasticitate longitudinal, tensiunea la limita cvasi-elastica și deformația corespunzătoare tensiunii la limita cvasi-elastică;
- **regiunea de platou** se regăsește între punctul de curgere al materielului epruvetei și începutul densificării. Această regiune poate prezenta atât o variație constantă, cu pantă egală cu zero, cât și o variație liniară, prezentând o anumită pantă diferită de zero, dar pozitivă. De pe aceasta regiune se determină tensiunea de platou;
- regiunea de la sfârșitul curbei caracteristice tensiune-deformație, în care are loc o creștere semnificativă a tensiunii la o deformare aproape constantă, poartă numele de **densificare**.

Începutul densificării ajută la determinarea deformației la densificare, a tensiunii corespunzătoare densificării, respectiv a energiei de absorbție până la densificare.

Așadar, conform celor prezentate anterior, pe baza curbelor tensiune-deformație s-au determinat, pentru fiecare proba în parte, următoarele proprietăți mecanice:

- Modulul de elasticitate longitudinal,  $E$  [MPa];
- Tensiunea la limita cvasi-elastică,  $\sigma_y$  [MPa];
- Deformația corespunzătoare tensiunii la limita cvasi-elastică,  $\varepsilon_y$  [-];
- Tensiunea de platou,  $\sigma_p$  [MPa];
- Tensiunea corespunzătoare densificării,  $\sigma_d$  [MPa];
- Deformația la densificare,  $\varepsilon_d$  [-];
- Energia de absorbție la densificare,  $W_d$  [MJ/m<sup>3</sup>].

În **Error! Reference source not found.** se regăsesc toate valorile calculate ale principalelor proprietăți mecanice, pentru ambele epruvete testate la compresiune, precum și media fiecărui set de valori.

*Tabelul 1.2.3.7. Rezultatele încercării la compresiune*

	$E$ [MPa]	$\sigma_y$ [MPa]	$\varepsilon_y$ [-]	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_d$ [MPa]	$\varepsilon_d$ [-]	$W_d$ [MJ/m <sup>3</sup> ]
Epruveta 1	1.58	0.046	2.89	0.1074	0.14	0.420	0.036
Epruveta 2	1.60	0.046	2.90	0.1078	0.14	0.423	0.037
	<b>1.59</b>	<b>0.046</b>	<b>2.895</b>	<b>0.1076</b>	<b>0.14</b>	<b>0.4215</b>	<b>0.0365</b>

#### Determinarea analitică a încărcării capabile a structurilor de tip sandwich

În calculele de proiectare a clădirilor, halelor, etc., este necesară cunoașterea mai dinainte a rezistenței acestora. Desigur că proprietățile mecanice ale structurilor tip sandwich se determină în condiții de laborator, pe epruvete standardizate. Cu ajutorul acestora, impunând condiții de curgere a fețelor, rigiditate și forfecare a miezului, se pot face calcule de încărcare capabilă pe panouri cu dimensiuni ce depășesc cu mult valorile celor testate în laborator. În prezentul capitol se va calcula încărcarea capabilă a unui panou tip sandwich, cu miez din spuma poliuretanică, încărcat ca în Figura 1.2.3.26

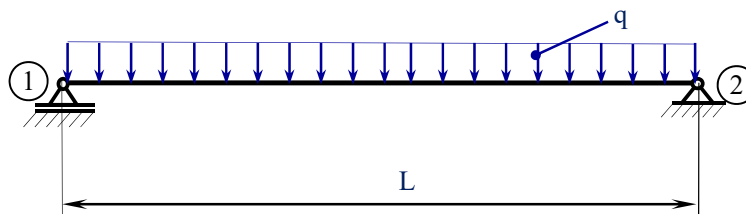


Fig. 1.2.3.26 Modul de încărcare a panoului tip sandwich

Pentru calculul reacțiunilor și trasarea diagramelor s-a folosit metoda eforturilor din Rezistența Materialelor. Diagramele de eforturi sunt prezentate în Figura 1.2.3.27.

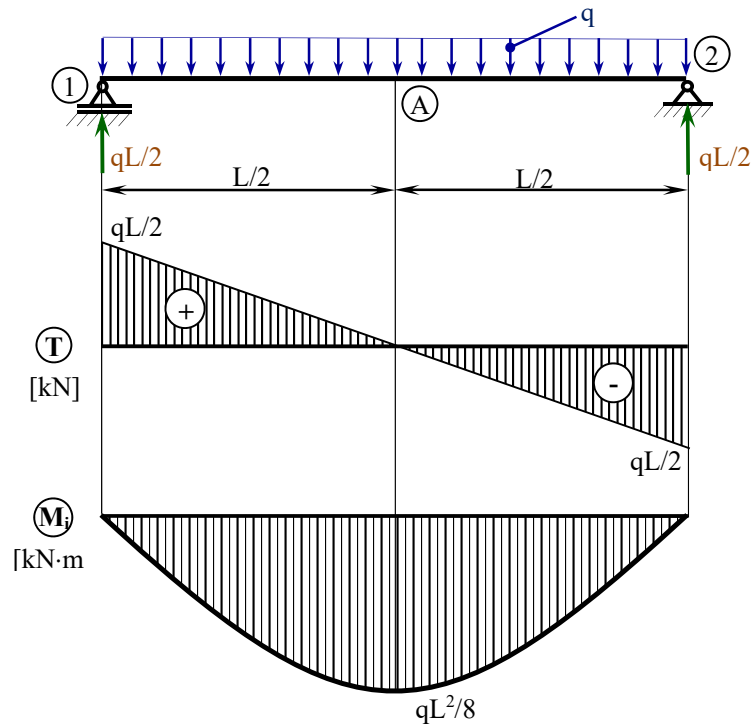


Fig. 1.2.3.27 Diagramele de eforturi pentru grinda studiată

Calculul analitic se va face pe un panou tip sandwich cu miez din spumă poliuretanică, având următoarele dimensiuni:

- $d_c = 25 \text{ mm}$  - grosimea miezului;
- $d_f = 0,5 \text{ mm}$  - grosimea unei fețe;
- $B = 1000 \text{ mm}$  - lățimea panoului;
- $e = 25,5 \text{ mm}$  - distanța dintre centrele fețelor;
- $L = 1500 \text{ mm}$  - distanța dintre reazeme.

În toate calculele analitice se vor utiliza proprietățile mecanice determinate experimental și prezentate în Capitolul 3. Acestea sunt:

- $G_c = 4,2976 \text{ MPa}$  - modulul de forfecare;
- $f_{cv} = 0,227 \text{ MPa}$  - rezistența la forfecare.

Pentru fețele de oțel ale panoului se vor considera următoarele proprietăți:

- $E_F = 2,1 \cdot 10^5 \text{ MPa}$  - modulul de elasticitate longitudinal;
- $f_F = 220 \text{ MPa}$  - rezistența la curgere a fețelor.

Atât pentru calculul de curgere a fețelor, cât și pentru cel al forfecării miezului, sunt necesari coeficienți de siguranță,  $\gamma$ . Aceștia se găsesc în Tabelul E.9 al Standardului 14509:2013, respectiv în Figura 1.2.3.28.



**Table E.9 – Material safety factors  $\gamma_M$**

Property to which $\gamma_M$ applies	Limit state			
	Ultimate state	limit	Serviceability state	limit
Yielding of a metal face	1,1		1,0	
Wrinkling of a metal face in the span ( $v \leq 0,09$ )	1,25		1,1	
Wrinkling of a metal face at an intermediate support (interaction with support reaction)	1,25 <sup>a</sup>		1,1	
Shear of the core ( $v \leq 0,16$ )	1,5		1,1	
Shear failure of a profiled face	1,1		1,0	
Crushing of the core ( $v \leq 0,13$ )	1,4		1,1	
Support reaction capacity of a profiled face	1,1		1,0	
Failure of a fastener	1,33 <sup>b</sup>		1,0 <sup>b</sup>	
Failure of an element at a point of connection	1,33 <sup>b</sup>		1,0 <sup>b</sup>	

<sup>a</sup> The material factor for wrinkling at the ultimate limit state is needed if the design is based on elastic analysis or if a non-zero bending resistance at intermediate supports is utilised in a design based on plastic analysis.

<sup>b</sup> If the characteristic value of the strength of a fastening is not based on a sufficient number of tests for a statistically reliable value to be obtained, higher values of the material safety factors shall be used.

Fig. 1.2.3.28 Factorii de siguranță conform Standardului 14509:2013

Valorile pentru factorii de siguranță necesari sunt:

- $\gamma_f = 1,5$  MPa - factorul de siguranță pentru forfecarea miezului;
- $\gamma_y = 1,1$  MPa - factorul de siguranță pentru forfecarea miezului.

În continuare se vor calcula ariile fețelor și ale miezului astfel:

$$A_c = d_c \cdot B = 2,5 \cdot 10^4 \text{ mm}^2$$

$$A_F = d_F \cdot B = 500 \text{ mm}^2$$

Rigiditatea fețelor se calculează cu ecuația 2.8:

$$B_s = \frac{(E_F \cdot A_F)^2}{2 \cdot (E_F \cdot A_F)} \cdot e^2 = 34,138 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$$

Pentru determinarea încărcării capabile a panoului sandwich cu miez din spumă poliuretanică se vor impune 3 condiții (forfecarea miezului, curgerea fețelor și condiția de rigiditate) din care se vor obține 3 valori diferite pentru încărcarea capabilă.

- **Forfecarea miezului**

Pentru calculul încărcării capabile din condiția de forfecare a miezului, se va utiliza încărcarea maximă din diagrama de efort prezentată în Figura 1.2.3.27, și anume  $\frac{q \cdot L}{2}$ . Încărcarea capabilă se va calcula din formula:

$$\frac{(q \cdot L)}{2 \cdot e \cdot B} = \frac{f_{cv}}{\gamma_f}$$

de unde rezultă:

$$q_{fc} = \frac{(2 \cdot e \cdot f_{cv} \cdot B)}{L \cdot \gamma_f} = 5,145 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

- **Curgerea fețelor**

În cazul condiției de curgere a fețelor, pentru a determina încărcarea capabilă a panoului, se utilizează formula:

$$\frac{q \cdot L^2}{8} = \gamma_y \cdot f_F \cdot e \cdot A_F$$

de unde rezultă:

$$q_v = \frac{(8 \cdot f_F \cdot e \cdot A_F)}{\gamma_y \cdot L^2} = \mathbf{9,067} \frac{N}{mm}$$

Din diagramele de eforturi din Figura 1.2.3.27 se observă ca încărcarea maximă la încovoiere apare în punctul A, și are valoarea de  $\frac{q \cdot L^2}{8}$ , valoare care s-a utilizat în calculul încărcării capabile.

- **Condiția de rigiditate**

În cazul calculelor de rigiditate, standardul 14509:2013 prevede ca săgeata la încovoiere sa se calculeze cu formula  $\frac{L}{100}$ .

În condiția de rigiditate intervine și un coeficient de corecție, k, calculat cu formula:

$$k = \frac{3 \cdot B_s}{L^2 \cdot G_c \cdot A_c} = 0,424 [-]$$

Formula data de Standardul 14509:2013 pentru calculul rigidității este:

$$\frac{(5 \cdot q \cdot L^4) \cdot (1 + 3,2 \cdot k)}{384 \cdot B_s}$$

care se egalează cu săgeata la încovoiere, și rezultă:

$$\frac{(5 \cdot q \cdot L^4) \cdot (1 + 3,2 \cdot k)}{384 \cdot B_s} = \frac{L}{100} \rightarrow q_r = \frac{384 \cdot B_s}{(500 \cdot L^3) \cdot (1 + 3,2 \cdot k)}$$

$$\rightarrow q_r = \mathbf{3,289} \frac{N}{mm}$$

Din toate cele 3 condiții impuse, s-au obținut 3 valori diferite pentru încărcarea capabilă. Așadar, panoul va putea fi încărcat doar cu maxim cea mai mică dintre cele 3 valori.

$$q_{cap} = \min(q_{fc}; q_v; q_r)$$

$$q_{cap} = \min(5,415; 9,067; 3,289) = 3,289 \frac{N}{mm}$$

Din calculul analitic prezentat a rezultat că încărcarea capabilă a unui panou tip sandwich cu miez din spumă poliuretanică, cu dimensiuni prestabilite și valori ale parametrilor mecanici determinați experimental, este de 3,289 N/mm.

Rezultatele obținute în cadrul acestei activități au fost prezentate la conferința internațională Advanced Materials and Structures în septembrie 2021 și ulterior publicate în Materials Today Proceedings.

## Activitatea 1.2.4 Construirea unor diagrame de cedare ale structurilor tip sandwich

Diagramele de cedare reprezintă o metodă grafo – analitică de estimare a cedării structurilor tip sandwich, Gibson-Ashby 1997. Principalele mecanisme de cedare sunt prezentate în Fig. 1.2.4.1. Un model de diagramă de cedare este prezentat în Fig. 1.2.4.2. Pentru trasarea diagramelor de cedare s-a elaborat un modul de calcul în Excel. Rezultatele de la încercarea la încovoiere în trei puncte unor grinzi tip sandwich cu fețe din aluminiu (densitate  $\rho_f = 2705 \text{ kg/m}^3$ , modul de elasticitate  $E_f = 69000 \text{ MPa}$ , limita de curgere,  $\sigma_{cf} = 78 \text{ MPa}$ ) și miez din spumă poliuretanică (densitate  $\rho_c^* = 40 \text{ kg/m}^3$ , modul de elasticitate  $E_f^* = 7 \text{ MPa}$ , limita de curgere,  $\sigma_{cf}^* = 0,35 \text{ MPa}$ , densitate poliuretan solid  $\rho_s = 1170 \text{ kg/m}^3$ ) și dimensiunile geometrice (distanța între reazeme  $l = 70, 150, 200 \text{ mm}$ , grosimea fețelor  $t = 0,4 \text{ mm}$ , înălțimea miezului  $c = 26,4 \text{ mm}$  și lățimea grinzii  $b = 48 \text{ mm}$ ) sunt prezentate în Fig. 1.2.4.3. Așa cum se observă pentru toate distanțele între reazeme cedarea s-a produs prin încrețirea feței în zona punctului de aplicare al forței.

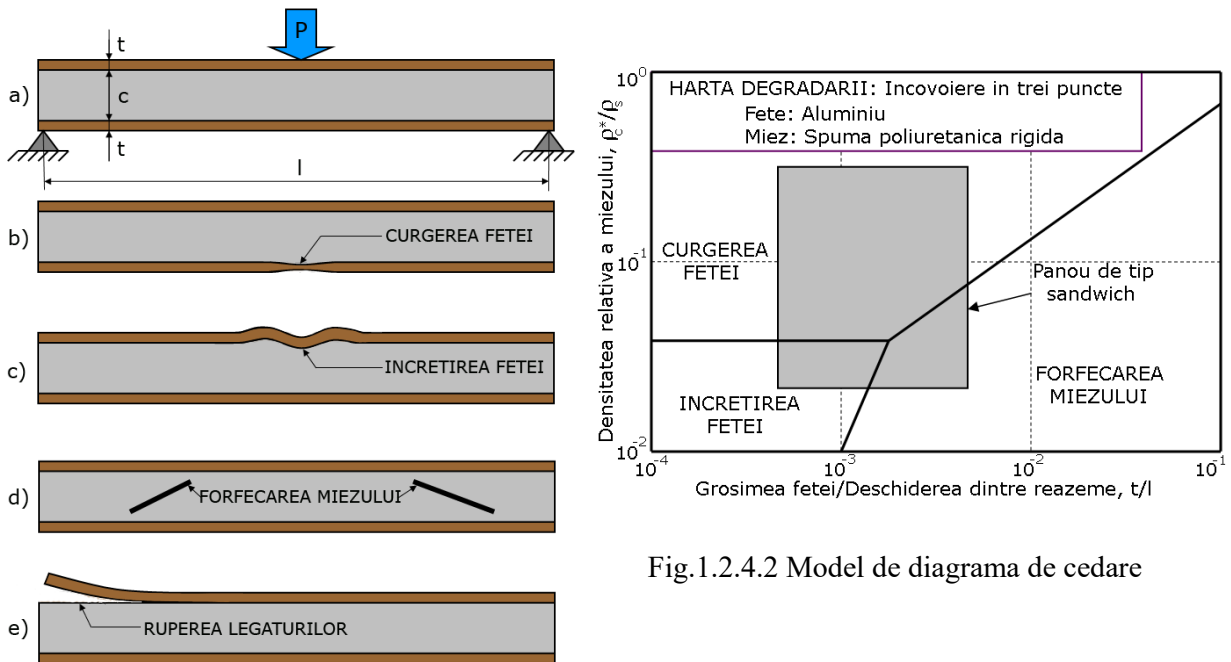


Fig.1.2.4.2 Model de diagrama de cedare

Fig.1.2.4.1 Modurile de cedare pentru o grindă tip sandwich: a) geometria grinzii; b) curgerea feței; c) încrețirea feței; d) forfecarea miezului; e) ruperea legăturilor dintre miez și față (delaminare).

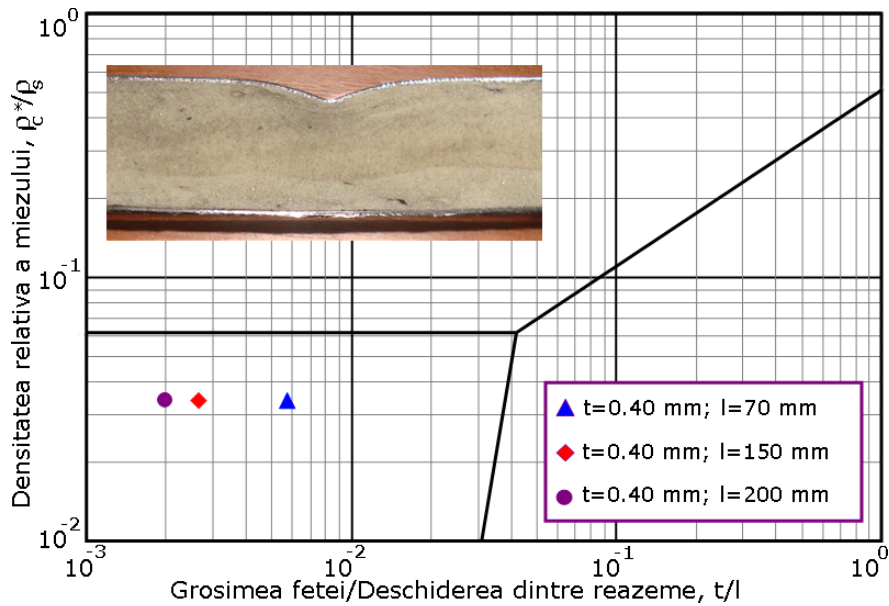


Fig. 1.2.4.3. Diagrama de cedare pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară cu fețe din aluminiu și miez din spumă poliuretanică rigidă, solicitată la încovoiere în trei puncte

### Concluzii

- Valoarea cea mai ridicată a rezistenței la oboseală o are spuma cu densitatea de  $145 \text{ kg/m}^3$ , iar cea mai scăzută rezistență la oboseală o dezvoltă spuma cu densitate de  $300 \text{ kg/m}^3$ .
- Tenacitatea dinamică la rupere crește cu creșterea densității și este de aproximativ 2,5 ori mai mare decât tenacitatea statică la rupere.
- Testele pe epruvete decupate din panourile tip sandwich au permis determinarea rezistenței la forfecare a miezului, respectiv a rezistenței la tracțiune. Prin încovoiere în patru puncte s-a determinat modulul de elasticitate transversal al miezului, respectiv la încercarea la tracțiune transversală modulul de elasticitate.
- Încercările experimentale au validat predicțiile diagramelor de cedare a unor grinzi tip sandwich cu fețe din aluminiu și miez din spumă poliuretanică care indicau încrețirea feței ca mod de cedare.
- În cadrul acestei etape s-a elaborat un program de dimensionare și verificare a panourilor tip sandwich. Pentru dimensionare programul ia în considerare forfecarea miezului din spumă, curgerea feței și rigiditatea panoului, exprimată prin săgeata la mijlocul panoului. Apoi pentru verificarea s-au luat în calcul încărcarea din vânt, zăpadă și variația de temperatură.

## **Bibliografie**

ASTM D5045. Standard test methods for plane-strain fracture toughness and strain energy release rate of plastic materials, 1999.

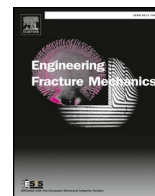
EN ISO 179-2-2000. Plastics - Determination of Charpy impact properties - Part 2: Instrumented impact test, 2000.

EN 14509:2013:E. Self-supporting double skin metal faced insulating panels – Factory made products – Specifications, 2013.

Gibson LJ, Ashby MF. Cellular solids, Structure and properties. Second edition. Cambridge: Cambridge University Press; 1997.

Linul E, Marșavina L, Vălean C, Bănică R, Static and dynamic mode I fracture toughness of rigid PUR foams under room and cryogenic temperatures, Engineering Fracture Mechanics, 2019 (lucrare acceptată, On Line First).

Vălean C, Caracterizarea mecanică a structurilor tip sandwich cu miez din spumă poliuretanică, Lucrare disertație, 2019, Timișoara.



## Static and dynamic mode I fracture toughness of rigid PUR foams under room and cryogenic temperatures



Emanoil Linul<sup>a</sup>, Liviu Marșavina<sup>a,\*</sup>, Cristina Vălean<sup>a</sup>, Radu Bănică<sup>b</sup>

<sup>a</sup> Politehnica University of Timisoara, Department of Mechanics and Strength of Materials, 1 Mihai Viteazu Avenue, 300 222 Timisoara, Romania

<sup>b</sup> National Institute of Research and Development for Electrochemistry and Condensed Matter, Aurel Paunescu Podeanu Street 144, 300 569 Timisoara, Romania

### ARTICLE INFO

#### Keywords:

Closed-cell rigid polyurethane foams  
Quasi-static and dynamic 3PB tests  
Mode I fracture toughness  
Room and cryogenic temperatures  
Anisotropy

### ABSTRACT

The research presented in this paper is an effort to better understand the fracture toughness of closed-cell rigid polyurethane (PUR) foams under different loading and temperature conditions. The effect of density (100, 145 and 300 kg/m<sup>3</sup>) and anisotropy (in-plane and out-of-plane loading directions) on both quasi-static and dynamic fracture behavior was also experimentally investigated. The three-point bending (3PB) tests were performed on Single Edge Notched Bend (SENB) samples, at room (25 °C) and cryogenic (−196 °C) temperatures, and the mode I fracture toughness ( $K_{IC}$ ) was calculated from their load-displacement curves. It was observed that all PUR foam samples, regardless of foam density and loading direction, showed a significant increase in  $K_{IC}$  at the cryogenic temperature. The out-of-plane obtained samples showed a slight improvement in fracture toughness (highlighting an anisotropic behavior), both under quasi-static and dynamic 3PB loads. The dynamic  $K_{IC}$  values were found higher than quasi-static ones, and irrespective of foam density and test condition, a brittle deformation mechanism without plastic deformation was observed for all samples. Finally, empirical formulations for cryogenic and dynamic  $K_{IC}$  based on room temperature mode I fracture toughness were proposed.

### 1. Introduction

Porous materials such as metallic [1–3] and polymeric [4–6] closed-cell foams are being increasingly used in many structural and functional engineering applications, because of their high crashworthiness performances, lightweight, high porosity and good energy absorption capacity [7–9]. Due to their closed-cellular structure and unique properties, porous materials have found new applications in the automotive and aerospace industries, and are preferred to fully dense solid materials [10–12]. Closed-cell rigid PUR foam materials are widely used as cores in sandwich composites, for packing and cushioning [13,14].

Many experimental efforts have been made in recent years to determine the mechanical properties of foam materials through compression [15–17], tensile [18–20], bending [21–23], shear [24,25], fracture toughness [4,26,27] and fatigue [28–30] tests. Foams progressively crush in compression to a relatively high strain under an approximately constant load, while in tension fail by propagating of single crack [31–33]. Most of the rigid polymeric foams have a linear-elastic behavior in tension up to fracture and a brittle failure behavior. Therefore, rigid PUR foams can be treated using Linear Elastic Fracture Mechanics criteria.

Different teams of researchers presented different aspects of the fracture and failure assessment of PUR foam materials, like analytical micromechanical models, numerical simulations and experimental determination of fracture toughness [34–37]. However,

\* Corresponding author.

E-mail address: [liviu.marsavina@upt.ro](mailto:liviu.marsavina@upt.ro) (L. Marșavina).

<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.12.007>

Received 28 August 2018; Received in revised form 13 November 2018; Accepted 6 December 2018

Available online 20 December 2018

0013-7944/ © 2018 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Nomenclature			
a	crack length of the sample	Ns	notch surface
B	width of the sample	P	porosity
CT	cryogenic temperature	$F_Q$	fracture load
F	applied load	PUR	polyurethane
Fs	fractured surface	QS	quasi-static test
Fs-Ns	fractured-notch interface	RT	room temperature
$f(a/w)$	dimensionless SIFs shape function for SENB sample	SEM	scanning electron microscope
$K_I$	mode I stress intensity factor	SENB	single edge notched bend
$K_{IC}$	mode I fracture toughness	SIF	stress intensity factor
$K_{IC,D}$	dynamic mode I fracture toughness	t	cell-wall thickness
$K_{IC,QS}$	quasi-static mode I fracture toughness	UTS	ultimate tensile strength
$K_{IC,25}$	quasi-static mode I fracture toughness at 25 °C	W	height of the sample
$K_{IC,-196}$	quasi-static mode I fracture toughness at -196 °C	3PB	three point bending
l	cell length	$\Delta$	displacement
LD	loading direction	$\rho^*$	density of rigid PUR foam
LN	liquid nitrogen	$\rho_s$	density of solid material
		$\rho^*/\rho_s$	foam relative density
		$\sigma_{max}$	maximum tensile strength

most of these studies have been focused on quasi-static loads and under room temperature testing conditions. The main physico-mechanical cryogenic properties (thermal conductivity, thermal expansion, modulus in compression/tension/bending, elongation - elastic and plastic -, yield strength, tensile/shear/compressive strengths, etc.) of different polymeric foams, the effects of low temperature on fracture toughness and fatigue debond growth rate of foam core sandwich composites, were extensively investigated [38–40]. Yakushin and co-workers [41] studied the effect of basic processing factors on the inhomogeneity of the structure and physico-mechanical characteristics of spray-on rigid foam polyurethane at 20 °C and -182 °C. They determined the properties of the foam both in the core of sprayed-on plates and in the surface skin. Studies on the effect of the foams' polymeric matrix' properties on the tension and compression properties (Young's modulus, tensile strength and elongation at break) of PUR foams at 23 and -196 °C were carried out by Stirna et al. [42]. In the study of Denay et al. [43] the effects of negative temperatures (between 0 and -170 °C) on compression behavior of non-reinforced and glass-fiber-reinforced PUR foams is presented. A non-linear increase of modulus and yield stress was observed with decreasing temperature. Yakushin et al. [44] investigated the effect of filler type and mass percentage on the properties of low-density rigid polyurethane foams at a temperature of -196 °C. A considerable increase in the compressive elastic modulus in the foam rise direction with increasing filler content was observed.

To the author's knowledge, no study on fracture toughness determination of rigid PUR foams at cryogenic temperature has been published to date. Aspects such as low operating temperatures and related failure mechanisms of PUR foams are yet unfamiliar. Therefore, the aim of the present work is to determine the mode I fracture toughness values of different closed-cell rigid polyurethane foams at room (25 °C) and cryogenic temperature (-196 °C) under both quasi-static and dynamic loading conditions. Furthermore, the foam anisotropy (in-plane and out-of-plane loading directions) together with foam microstructure (before and after 3PB tests) are assessed according to operating temperatures.

## 2. Experimental details

### 2.1. Materials and sample preparation

All samples were obtained by cutting them from three different large panels of rigid polyurethane foam (named Necuron 100,

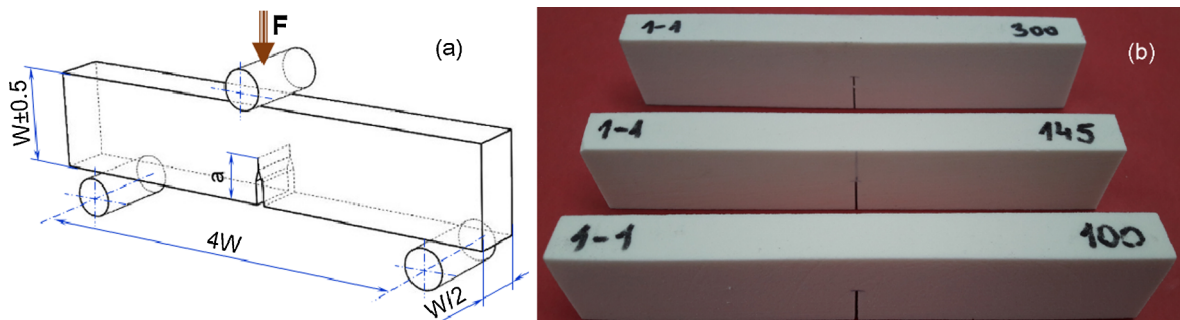


Fig. 1. Geometrical parameters (a) and obtained (b) SENB samples used for 3PB tests.

Necuron 160 and Necuron 301), produced by Necumer GmbH, Germany. Each foam panel has a different density and its determination together with the geometric parameters of the foam microstructure will be presented in detail in Section 3.1.

Single Edge Notch Bend (SENB) samples were adopted for both Quasi-Static (QS) and dynamic three Point Bending (3PB) tests with width  $W = 25$  mm, thickness  $B = W/2 = 12.5$  mm, and span length  $S = 4W = 100$  mm. At least four samples were tested for each density and each loading direction. The crack has been produced artificially by using a razor blade (0.6 mm thickness) and cutting the foam to the desired initial crack length of  $a = 12.5$  mm. Fig. 1a present the geometrical parameters of the investigated samples, while Fig. 1b show the manufactured foam samples before testing with different densities.

The mode I fracture toughness of anisotropic closed-cell polyurethane foams depends on the direction in which the crack initiates and propagates [6]. Therefore, the SENB samples were cut after two main directions (see Fig. 2), associated at the same time with both the foam formation and loading directions: *foam rise direction* (direction (1) or out-of-plane loading direction), and *foam flow direction* (direction (2) or in-plane loading direction).

## 2.2. Experimental test set-up

Quasi-Static 3PB tests were carried out on a 5 kN Zwick Roell 005 testing machine with a constant crosshead speed of 2 mm/min, according to D5045-99 standard [45]. The QS 3PB tests were performed under two different temperatures as follows: 25 °C (room temperature or RT) and  $-196$  °C (cryogenic temperature or CT). Fig. 3 shows photographs of the experimental setup for the cryogenic fracture toughness tests. All 3PB samples were precooled at  $-196$  °C in the cryogenic test stand for 10 min. In order to prevent any reduction in temperature after precooling, the 3PB samples were tested inside the cryogenic stand test. Practically, the low temperature 3PB sample tests are performed submerged in liquid nitrogen (LN).

A KB Pruftechnik pendulum (Germany) was used for the instrumented impact (dynamic) tests, according to EN ISO 179-2:2000 [46] and Katthoff [47]. The main characteristics of used pendulum are presented in detail in Ref. [48].

The load-displacement curves were recorded and the load  $F_Q$  for calculation of fracture toughness was determined in accordance with [45]. The fracture toughness ( $K_{IC}$ ) was calculated according to [45] based on Eq. (1), using the geometrical parameters of the samples.

$$K_{IC} = \frac{F_Q}{BW^{0.5}} f\left(\frac{a}{W}\right) [\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}] \quad (1)$$

where  $F_Q$  is the critical fracture load in [N],  $B$  and  $W$  are sample dimensions in [mm],  $a$  is the crack length in [mm], while  $f(a/W)$  is a geometric factor expressed in terms of  $a/W$  by Eq. (2) [45]:

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 6\sqrt{\frac{a}{W}} \frac{1.99 - (a/W)(1 - a/W)[2.15 - 3.93(a/W) + 2.7(a/W)^2]}{(1 + 2a/W)(1 - a/W)^{1.5}} \quad (2)$$

## 3. Experimental results

### 3.1. Physical properties of closed-cell rigid PUR samples

Fig. 3 shows the microstructure morphology of the investigated closed-cell PUR foams. Due to the large/small dimensions and random scattering of the cells, the density of the foam samples varies in certain intervals. The average densities together with geometrical parameters of the cells (cell length and cell-wall thickness) are presented in Table 1. The samples with density above or below the 5% range were excluded prior experiments.

The samples density of the investigated PUR foams was calculated by dividing the mass of each sample by its volume, according to

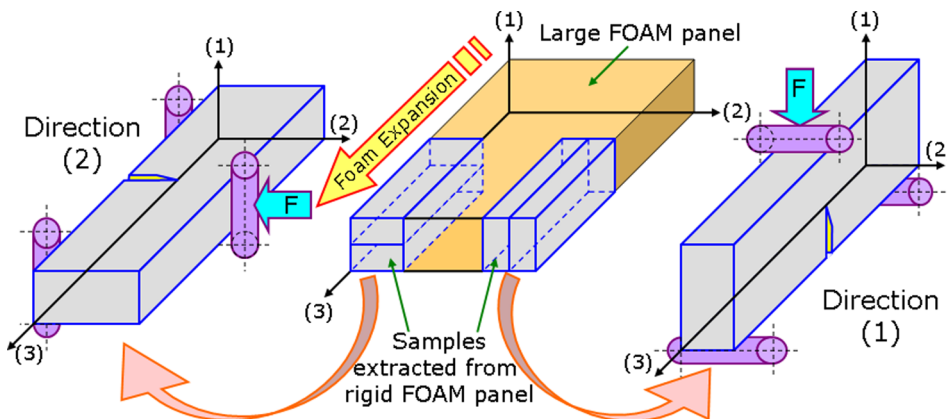


Fig. 2. The cutting directions of SENB samples from a large PUR foam panel.



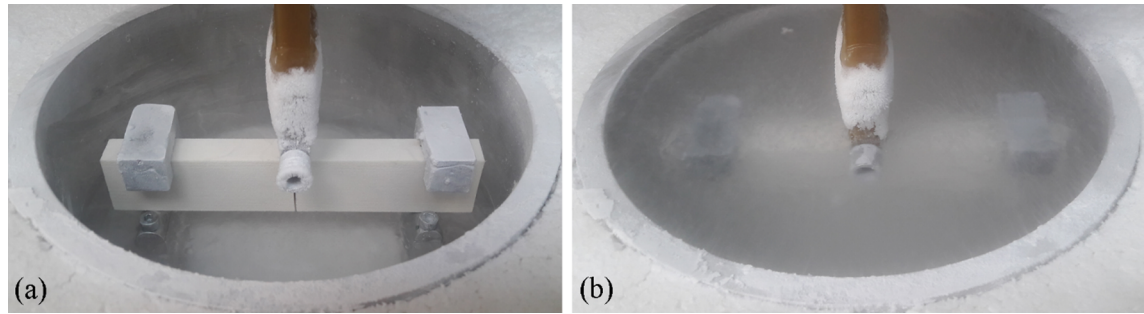


Fig. 3. Experimental setup for the cryogenic experiment: photographs of the test stand before (a) and after immersing (b) the sample in LN.

Table 1

Density, porosity and geometrical parameters of the foam structures [49].

Foam type	Necuron 100	Necuron 160	Necuron 301
Density, $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	100.37 $\pm$ 0.25	145.53 $\pm$ 0.22	300.28 $\pm$ 1.38
Porosity, $P$ [%]	91.42 $\pm$ 0.02	87.56 $\pm$ 0.02	74.33 $\pm$ 0.12
Cell length in-plane, $l$ [ $\mu$ m]	104.50 $\pm$ 9.40	83.80 $\pm$ 9.60	68.50 $\pm$ 33.90
Cell length out-of-plane, $l$ [ $\mu$ m]	120.20 $\pm$ 14.50	88.10 $\pm$ 11.20	67.80 $\pm$ 32.10
Cell-wall thickness, $t$ [ $\mu$ m]	4.35 $\pm$ 1.45	9.10 $\pm$ 3.99	12.80 $\pm$ 8.99

ASTM D 1622-03 standard [50]. The porosity of foam samples was calculated by Eq. (3) [51]:

$$P = 1 - \frac{\rho^*}{\rho_s} \quad (3)$$

where  $P$  is the porosity percent,  $\rho^*$  is the density of foam and  $\rho_s$  is the density of the solid material from which foam has been produced. As it can be seen from the microstructure of the produced PUR foams (see Fig. 4), the porosity distribution is almost homogenous throughout the selected samples with morphologies ranged from spherical to ellipsoid shapes.

An examination of the microstructure (Fig. 4) indicates that the foams have a typical closed-cell structure [52]. From both Table 1 and Fig. 4, it is seen that the low-density foams (100 and 145 kg/m<sup>3</sup>) exhibit a wide variation in pore size and shape, while the high-density foam (300 kg/m<sup>3</sup>) exhibit smaller uniform sized pores separated by large amount of solid polymer. Both the SEM images obtained for direction (1) and direction (2) show approximately the same shape of the cells for each density. The measurement of the geometrical parameters of foams pores was carried out with Sigma Scan Pro software.

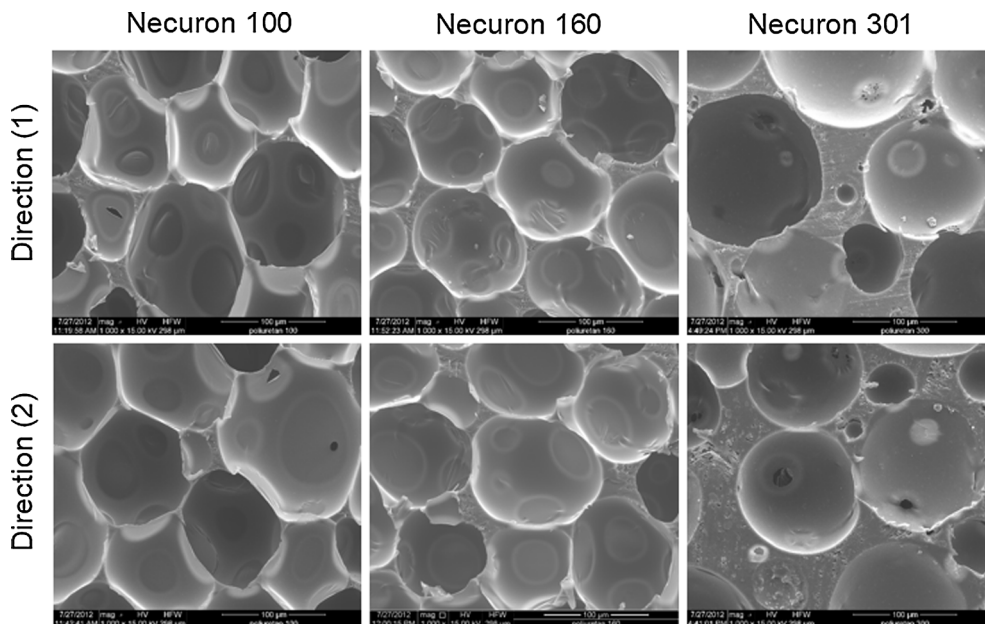


Fig. 4. SEM images of rigid PUR foams before testing (magnification 1000 $\times$ ).

### 3.2. Quasi-static mode I fracture toughness of PUR samples

The load ( $F$ ) - displacement ( $\Delta$ ) data was recorded by an built-in data acquisition software incorporated in the test machine. In this case,  $\Delta$  is the displacement of the point of application of load. Fig. 4 presents the  $F - \Delta$  curves obtained under quasi-static 3PB tests on notched samples for both out-of-plane (full lines) and in-plane (dashed lines) loading directions. The graphs are obtained at RT (Fig. 5a) and CT (Fig. 5b) for three different densities. The  $F - \Delta$  curves show a linear-elastic behavior with quasi-brittle failure, more brittle failure being observed at  $-196^\circ\text{C}$ .

The mechanism that make the displacement of out-plane in CT large than in-plane for 100 and 145  $\text{kg}/\text{m}^3$  foams densities (while in RT the law is opposite), is probably due to the small cell-wall thickness of low density foams. It seems that for lower densities, the deformation mechanism is more unstable than for high density.

Due to brittle behavior of rigid PUR foams under RT and CT, the maximum load from load-displacement curves was used in the calculation of fracture toughness. Therefore, Table 2 shows the main mode I quasi-static fracture toughness values (together with standard deviations) of investigated foams for in-plane and out-of-plane loading directions.

The critical fracture load ( $F_Q$ ) from Fig. 5, corresponding to each foam density is significantly higher for the experimental tests performed at  $-196^\circ\text{C}$  than  $25^\circ\text{C}$ . This aspect can be seen much easily in the calculated mode I fracture toughness values from Table 2. Also,  $F_Q$  increases with the increase in foam density. However, the displacement at break decreased for both investigated loading directions, and it was especially significant on the in-plane loading direction. The  $\Delta$  reduction from RT to CT can be addressed to the dominant mechanical behavior of the solid material from which the foam is made.

The geometrical parameters of the used tensile samples together with the ultimate tensile strength (UTS) data and the plain strain condition are presented in Table 3. As it can be seen from Table 3, the quasi-static room temperature  $K_{IC}$  results fulfill the plane strain condition according with standard (D5045) requirements [45].

Testing of cellular materials in traction is very difficult even at RT, because the clamping of the samples destroys the foam cells. Performing static tensile tests at CT or even dynamic tensile tests was not possible. In addition, the literature review does not show UTS values for the investigated foams and densities. Therefore, the plain strain values for cryogenic and dynamic values are not available. However, extrapolating the values obtained for static RT tests, the authors consider (at least until cryogenic and dynamic tensile tests are possible) that these values can be met also the dynamic/cryogenic plane strain condition.

### 3.3. Dynamic mode I fracture toughness of PUR samples

Fig. 6 presents the load-displacement curves obtained for the investigated rigid PUR foams, during dynamic tests at  $25^\circ\text{C}$ , while Table 4 shows the calculated dynamic mode I fracture toughness ( $K_{IC,D}$ ) values. The  $K_{IC,D}$  was determined following the same procedure as in the case of QS tests.

Like in the static tests, the maximum load for the dynamic  $F-\Delta$  curves increases with the increase in foam density. Also, there are considerable differences between the 3PB tests performed in-plane and out-of-plane loading direction.

### 3.4. Microstructural analysis of fractured PUR foam samples

Fig. 7 presents the obtained SEM images of the investigated PUR foam cracked samples after quasi-static 3PB tests at cryogenic temperature. The images are presented for fractured surfaces (Fs), notched surfaces (Ns) and Fs-Ns interfaces of tested samples. After mode I loading, brittle fracture for all tested PUR foam samples was observed, regardless of foam density and loading direction. The linear-elastic behavior of load-displacement curves (Fig. 5a) was confirmed during the 3PB tests when no cushioning occurs and there remained no plastic deformation of the cell-walls after the cryogenic temperature tests (Fig. 7).

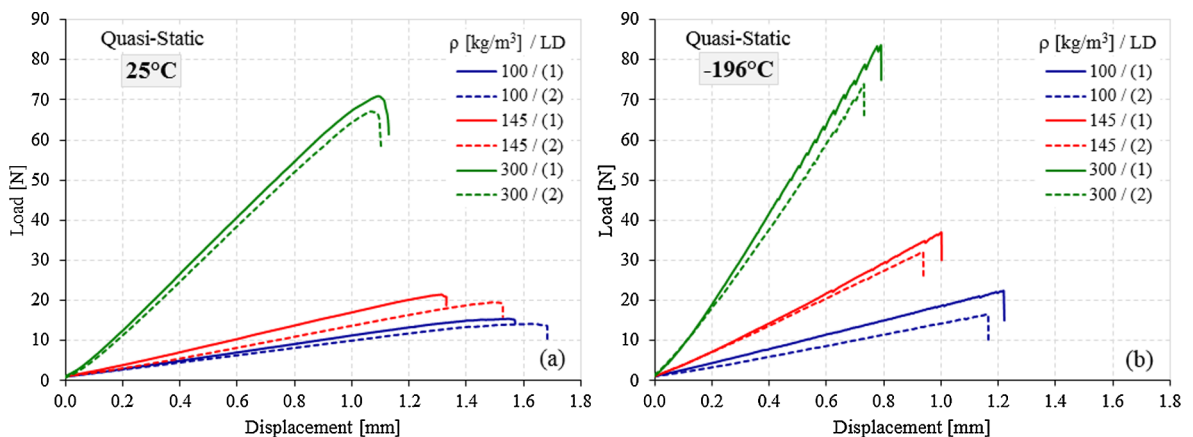


Fig. 5. QS load-displacement curves at  $25^\circ\text{C}$  (a) and  $-196^\circ\text{C}$  (b) for different foams densities.

**Table 2**

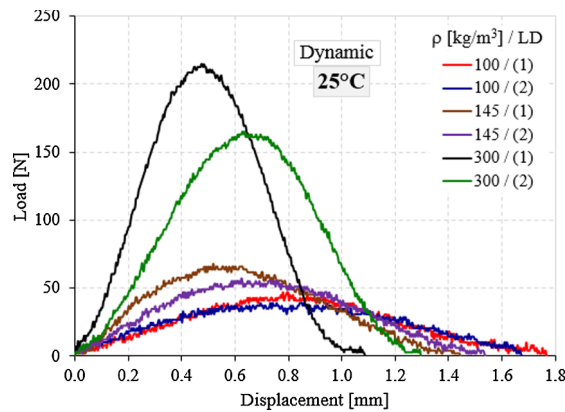
Quasi-static mode I fracture toughness values of PUR foams at RT and CT.

Testing temperature [°C]	Density [kg/m <sup>3</sup> ]	Fracture toughness [MPa·m <sup>0.5</sup> ]	
		Out-of-plane	In-plane
25	100	0.076 ± 0.006	0.072 ± 0.003
25	145	0.116 ± 0.010	0.109 ± 0.012
25	300	0.355 ± 0.028	0.331 ± 0.009
−196	100	0.110 ± 0.008	0.092 ± 0.007
−196	145	0.187 ± 0.006	0.178 ± 0.008
−196	300	0.417 ± 0.015	0.393 ± 0.012

**Table 3**

The geometrical parameters of tensile samples, UTS data and the plain strain condition.

Foam density [kg/m <sup>3</sup> ]	Loading direction	Geometrical parameters			Yield stress $\sigma_{max}$ [MPa]	Plain strain condition $2.5(KQ/\sigma_{max})^2$		
		Crack length, a [mm]	Sample width, B [mm]	W-a [mm]		Static tests		Dynamic tests
						25 °C	−196 °C	25 °C
100	out-of-plane	12.5	12.5	12.5	1.22	8.77 ± 0.61	NA	NA
	in-plane	12.5	12.5	12.5	1.28	8.92 ± 0.85		
145	out-of-plane	12.5	12.5	12.5	1.97	6.86 ± 0.45		
	in-plane	12.5	12.5	12.5	2.11	6.84 ± 0.13		
300	out-of-plane	12.5	12.5	12.5	4.38	11.48 ± 0.37		
	in-plane	12.5	12.5	12.5	4.69	11.98 ± 0.22		

**Fig. 6.** Dynamic load-displacement curves at 25 °C for different foams densities.**Table 4**

Dynamic mode I fracture toughness values of PUR foams at 25 °C.

Testing temperature [°C]	Density [kg/m <sup>3</sup> ]	Fracture toughness [MPa·m <sup>0.5</sup> ]	
		out-of-plane	in-plane
25	100	0.201 ± 0.015	0.190 ± 0.005
25	145	0.341 ± 0.016	0.293 ± 0.009
25	300	0.997 ± 0.045	0.819 ± 0.021

#### 4. Discussions and comparative analysis

The quasi-static mode I fracture toughness values versus foam density for the in-plane and out-of-plane loading directions are presented in Fig. 8, according to operating temperature (room and cryogenic temperature). Error bars represent the scatter of experimental data; the range between the lower and higher obtained  $K_{IC}$  values. Scatter in the fracture toughness values was less than 8% regardless of density, testing temperature and loading direction, except for foam having a density of 100 kg/m<sup>3</sup> where 14% was

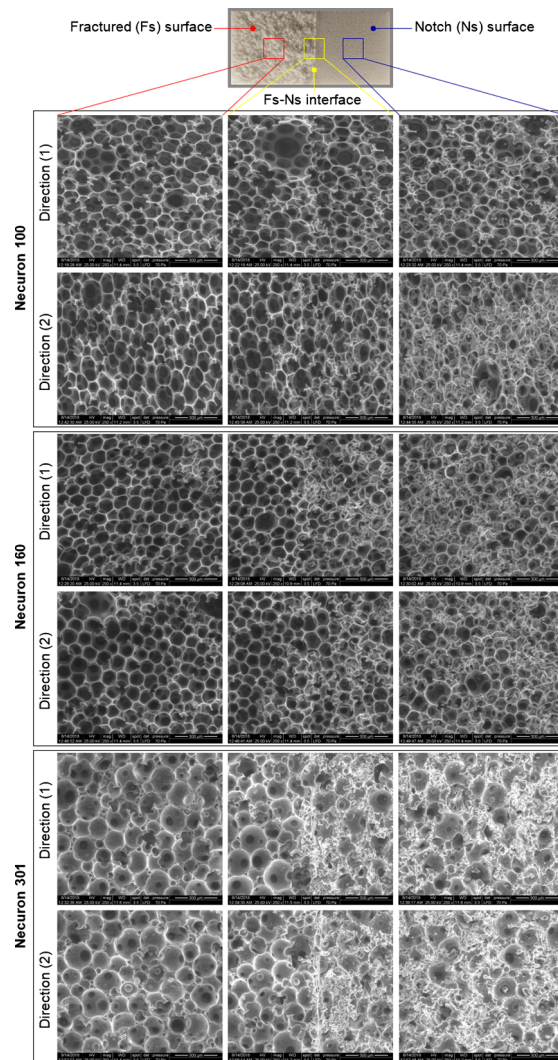


Fig. 7. SEM images of initial notch surface and fractured surface after test (magnification 250 ×).

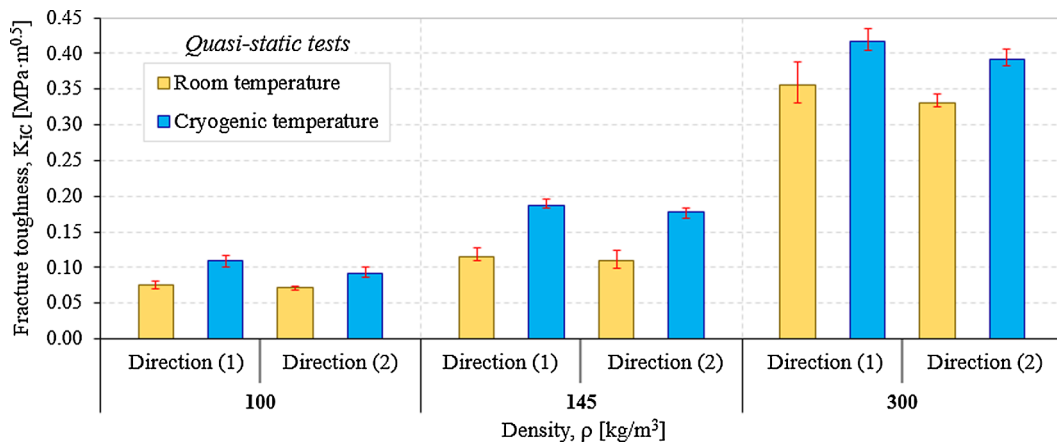


Fig. 8. Quasi-static fracture toughness results according to operating temperature.

obtained.

It is noticed that density has a significant influence on fracture toughness values, which increases with density increasing (with about 79% within the range of investigated foam densities for RT and CT). The RT out-of-plane fracture toughness values were found higher than the in-plane values with about 6% for all densities. This percentage difference increasing by up to 16% for the tests performed at  $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ , especially for low densities ( $100\text{ kg/m}^3$ ); while for high densities ( $300\text{ kg/m}^3$ ) the  $K_{IC}$  difference is below 6%. Therefore, the investigated rigid PUR foams highlight an anisotropic behavior in terms of mode I fracture toughness for both room and cryogenic temperature. The anisotropy of investigated PUR foams is directly related to the geometric parameters of the cell microstructure (cells orientation, in-plane and out-of-plane cell length, in-plane and out-of-plane cell-wall thickness) [24]. On the other hand, contrary to the results reported by Yu and co-workers [53], Fig. 8 shows that the in-plane and out-of-plane CT fracture toughness values are higher than those obtained at RT, i.e. 30–39% for 100 and  $145\text{ kg/m}^3$ , and about 15% for  $300\text{ kg/m}^3$ . This  $K_{IC}$  difference can be explained by the influence of several factors such as testing parameters (cooling systems of the samples, test temperature, test type, etc.) and foam type (density, microstructure, shape of the cells, cell length, cell-wall thickness, etc.).

As a polymer (solid of which the foam is made) cools down, the motion and vibration of its molecules becomes more restricted, which increase the stiffness of the material, as can be observed in DMA tests from Ref. [54]. In general, two mechanisms are responsible for the fracture of polymers/polymeric foams: bond breakage and chain slippage [55]. The first mechanism is determined by the physical and chemical characteristics of the material, while the second mechanism is influenced by the viscoelastic flow of macromolecules. Even though the chain scission consumes a significant amount of the energy required to fracture a specimen, the viscoelastic effects are also important through the energy dissipated by chain slippage, especially in the beginning stages of deformation prior to fracture [56]. Therefore, considering the effect of viscoelastic flow in the fracture of polymer, and the fact that viscous flow energy increases with the decrease in temperature, it can be concluded that, in general, lower testing temperatures should determine higher fracture energies.

Fig. 9 presents the quasi-static and dynamic fracture toughness results at room temperature for in-plane and out-of-plane loading directions. Dynamic tests show a more pronounced character of anisotropy than static tests. In this case, only the density of  $100\text{ kg/m}^3$  shows a difference of 6% between the two loading directions (like quasi-static tests), whereas for other densities this difference reaches up to 15% for  $145\text{ kg/m}^3$  and 18% for  $300\text{ kg/m}^3$ . Regardless of foam density, the dynamic  $K_{IC}$  results are up to 66% higher than the quasi-static ones for direction (1) and 62% for direction (2).

The RT dynamic mode I fracture toughness ( $K_{IC,D}$ ) has a high importance in selecting closed-cell rigid PUR foams and composites with foam core, especially for impact applications. Quasi-static mode I fracture toughness at  $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$  ( $K_{IC,-196}$ ) finds its relevance in advanced foamed composites from aerospace applications, where extreme temperature conditions are encountered [57]. Taking into account all these industrial requirements, Fig. 10a present a correlation between RT mode I fracture toughness ( $K_{IC,25}$ ) and  $K_{IC,-196}$ , while Fig. 10b show a correlation between QS mode I fracture toughness at  $25\text{ }^{\circ}\text{C}$  ( $K_{IC,QS}$ ) and  $K_{IC,D}$ .

Based on the obtained experimental data, two linear correlation equations were proposed for estimation of both  $K_{IC,-196}$  and  $K_{IC,D}$ . The proposed correlation relations are very useful for mentioned applications because the 3PB experimental tests under cryogenic and dynamic conditions are carried out more difficult than RT QS tests. In this respect, through these simple empirical formulations both  $K_{IC,-196}$  and  $K_{IC,D}$  values can be estimated according to the RT quasi-static values which are obtained relatively easily. Of course, the proposed correlations are valid in the investigated foam density range of  $100\text{--}300\text{ kg/m}^3$ .

## 5. Conclusions

This paper investigate the effect of density ( $100, 145$  and  $300\text{ kg/m}^3$ ), anisotropy (in-plane and out-of-plane loading directions) and testing temperature ( $25\text{ }^{\circ}\text{C}$  and  $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) on quasi-static and dynamic mode I fracture toughness of closed-cell rigid polyurethane foams. Experimental tests were performed on SENB samples. The following conclusions can be drawn:

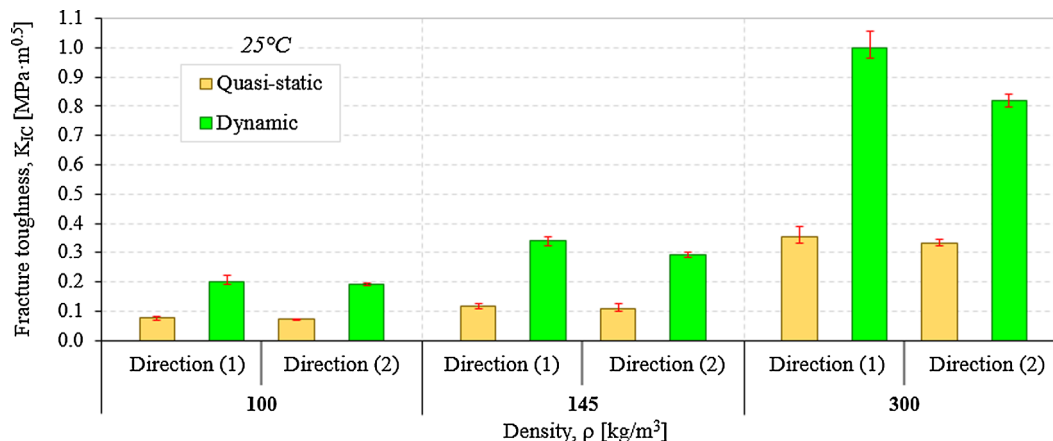


Fig. 9. Quasi-static and dynamic fracture toughness results at room temperature.

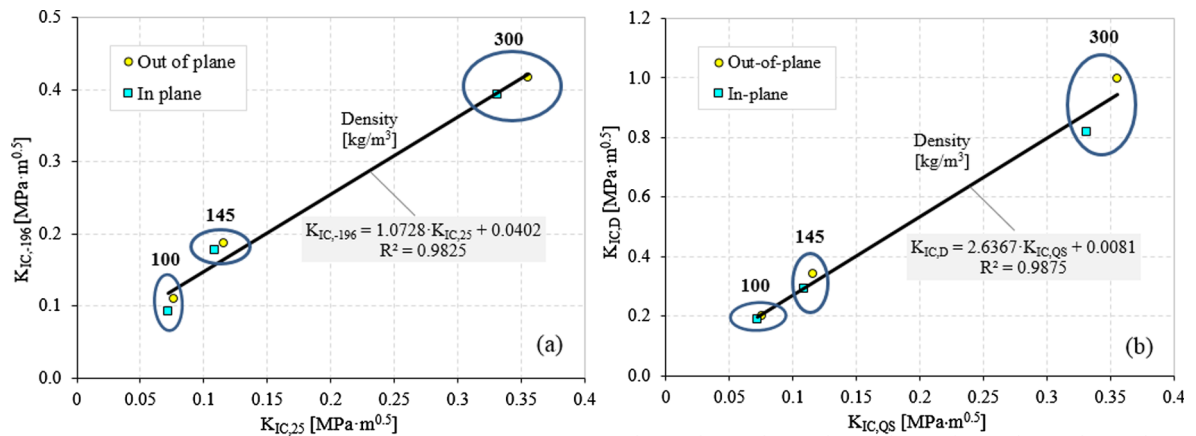


Fig. 10. Correlation between RT and CT quasi-static  $K_{IC}$  (a) and between static and dynamic  $K_{IC}$  at RT (b).

- It was found that with increasing of foam density a significant increase of mode I fracture toughness was obtained.
- The out-of-plane fracture toughness values were found higher than in-plane ones. Therefore, the investigated PUR foams exhibit an anisotropic behavior.
- Fracture toughness at CT presents higher values compared to RT. Also, the failure mechanisms is more brittle at  $-196$  °C than at  $25$  °C.
- The dynamic fracture toughness values were found up to 3 times higher than quasi-static ones, especially for out-of-plane loading direction.
- The microstructural analysis confirmed (obtained from load-displacement graphs) the brittle deformation mechanism of samples without plastic deformation.
- Two empirical linear correlations for estimation of  $K_{IC,-196}$  and  $K_{IC,D}$  according to the RT quasi-static mode I fracture toughness values were proposed.

## Acknowledgment

This work was partially supported by research grants PCD-TC-2017 funded by Politehnica University of Timisoara, Romania and project of the Romanian Ministry of Research and Innovation, CCCDI – UEFISCDI, project number PN-III-P1-1.2-PCCDI-2017-0391 / CIA\_CLIM - *Smart buildings adaptable to the climate change effects*, within PNCDI III<sup>rd</sup>. The authors are grateful to acknowledge colleague Radu Gurgu from Politehnica University of Timisoara (Romania) for technical assistance in building the experimental set-up.

## Appendix A. Supplementary material

Supplementary data to this article can be found online at <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.12.007>.

## References

- [1] Kováčik J, Jerz J, Mináriková N, et al. Scaling of compression strength in disordered solids: metallic foams. *Frattura ed Integrità Strutturale* 2016;36:55–62.
- [2] Linul E, Marsavina L, Kováčik J. Collapse mechanisms of metal foam matrix composites under static and dynamic loading conditions. *Mat Sci Eng A* 2017;690:214–24.
- [3] Ashby MF, Evans A, Fleck NA, et al. *Metal foams: a design guide*. USA: Butterworth-Heinemann; 2000.
- [4] Marsavina L, Berto F, Negru R, et al. An engineering approach to predict mixed mode fracture of PUR foams based on ASED and micromechanical modeling. *Theor Appl Fract Mech* 2017;91:148–54.
- [5] Linul E, Marsavina L, Sadowski T, Kneć M. Size effect on fracture toughness of rigid polyurethane foams. *Solid State Phenom* 2012;188:205–10.
- [6] Gibson LJ, Ashby MF. *Cellular Solids-Structures and properties*-Second edition. UK: Press Syndicate of the University of Cambridge; 1997.
- [7] Linul E, Șerban DA, Voiconi T, et al. Energy-absorption and efficiency diagrams of rigid PUR foams. *Key Eng Mater* 2014;601:246–9.
- [8] Movahedi N, Linul E. Quasi-static compressive behavior of the ex-situ aluminum-alloy foam-filled tubes under elevated temperature conditions. *Mater Lett* 2017;206:182–4.
- [9] Avallè M, Belingardi G, Montanani R. Characterization of polymeric structural foams under compressive impact loading by means of energy-absorption. *Int J Impact Eng* 2001;25:455–72.
- [10] Șerban DA, Linul E, Voiconi T, et al. Numerical evaluation of two-dimensional micromechanical structures of anisotropic cellular materials: case study for polyurethane rigid foams. *Iran Polym J* 2015;24:515–29.
- [11] Linul E, Marsavina L. Prediction of fracture toughness for open cell polyurethane foams by finite element micromechanical analysis. *Iran Polym J* 2011;20(9):736–46.
- [12] Kramberger J, Šori M, Šraml M, Glodež S. Multiaxial low-cycle fatigue modelling of lotus-type porous structures. *Eng Fract Mech* 2017;174:215–26.
- [13] Birsan M, Sadowski T, Marsavina L, et al. Mechanical behavior of sandwich composite beams made of foams and functionally graded materials. *Int J Solids Struct* 2013;50:519–30.
- [14] Șerban DA, Voiconi T, Linul E, et al. Viscoelastic properties of PUR foams: Impact excitation and dynamic mechanical analysis. *Materiale Plastice* 2015;52(4):537–41.
- [15] Linul E, Șerban DA, Marsavina L, Sadowski T. Assessment of collapse diagrams of rigid polyurethane foams under dynamic loading conditions. *Arch Civ Mech*

- Eng 2017;17(3):457–66.
- [16] Linul E, Movahedi N, Marsavina L. The temperature effect on the quasi-static compressive behavior of ex-situ aluminum foam-filled tubes. *Compos Struct* 2017;180:709–22.
- [17] Mills NJ. *Polymer foams handbook*. Butterworth-Heinemann; 2007.
- [18] Negru R, Marsavina L, Voiconi T, et al. Application of TCD for brittle fracture of notched PUR materials. *Theor Appl Fract Mech* 2015;80:87–95.
- [19] Voiconi T, Negru R, Linul E, et al. The notch effect on fracture of polyurethane materials. *Frattura ed Integrita Strutturale* 2014;30:101–8.
- [20] Kabir ME, Saha MC, Jeelani S. Tensile and fracture behavior of polymer foams. *Mat Sci Eng A* 2006;429:225–35.
- [21] Linul E, Marsavina L. Assessment of sandwich beams with rigid polyurethane foam core using failure-mode maps. *P. Romanian Acad A* 2015;16(4):522–30.
- [22] Voiconi T, Linul E, Marsavina L, et al. Determination of flexural properties of rigid PUR foams using digital image correlation. *Solid State Phenom* 2014;216:116–21.
- [23] Thompson MS, McCarthy ID, Lidgren L, Ryd L. Compressive and shear properties of commercially available polyurethane foams. *J Biomech Eng* 2003;125(5):732–4.
- [24] Marsavina L, Constantinescu DM, Linul E, et al. Shear and mode II fracture of PUR foams. *Eng Fail Anal* 2015;58:465–76.
- [25] Abrate S. Criteria for yielding or failure of cellular materials. *J Sandw Struct Mater* 2008;10:5–51.
- [26] Aliha MRM, Linul E, Bahmani A, Marsavina L. Experimental and theoretical fracture toughness investigation of PUR foams under mixed mode I+III loading. *Polym Test* 2018;67:75–83.
- [27] Viana GM, Carlsson LA. Mechanical properties and fracture characterisation of cross-linked PVC foams. *J Sandw Struct Mater* 2002;4:99–113.
- [28] Noble FW, Lilley J. Fatigue crack growth in polyurethane foam. *J Mater Sci* 1981;16(7):1801–8.
- [29] Linul E, Şerban DA, Marsavina L, Kovacic J. Low-cycle fatigue behaviour of ductile closed-cell aluminium alloy foams. *Fatig Fract Eng Mater Struct* 2017;40(4):597–604.
- [30] Lisiecki J, Nowakowski D, Reymer P. Fatigue properties of polyurethane foams, with special emphasis on auxetic foams, used for helicopter pilot seat cushion inserts. *Fatig Aircraft Struct* 2014;1:72–8.
- [31] Linul E, Marsavina L, Kovacic J, Sadowski T. Dynamic and quasi-static compression tests of closed-cell aluminium alloy foams. *P. Romanian Acad A* 2017;18(4):361–9.
- [32] Marsavina L, Linul E, Voiconi T, et al. On the crack path under mixed mode loading on PUR foams. *Frattura ed Integrita Strutturale* 2015;34:444–53.
- [33] Marsavina L, Constantinescu DM, Linul E, et al. Experimental and numerical crack paths in PUR foams. *Eng Fract Mech* 2016;167:68–83.
- [34] Linul E, Şerban DA, Marsavina L. Influence of cell topology on mode I fracture toughness of cellular structures. *Phys Mesomech* 2018;21(2):178–86.
- [35] Al-Fasih MY, Kueh ABH, Abo Sabah SH, Yahya MY. Influence of tows waviness and anisotropy on effective Mode I fracture toughness of triaxially woven fabric composites. *Eng Fract Mech* 2017;182:521–36.
- [36] Srivastava VK, Gries T, Veit D, et al. Effect of nanomaterial on mode I and mode II interlaminar fracture toughness of woven carbon fabric reinforced polymer composites. *Eng Fract Mech* 2017;180:73–86.
- [37] Marsavina L, Constantinescu DM, Linul E, et al. Evaluation of mixed mode fracture for PUR foams. *Procedia Mater Sci* 2014;3:1342–52.
- [38] Arvidson JM, Sparks LL. Low temperature mechanical properties of a polyurethane foam. National Bureau of Standards, U.S. Department of Commerce, Colorado 80303, 1981.
- [39] Farshidi A, Berggreen C, Carlsson LA. Low temperature mixed-mode debond fracture and fatigue characterisation of foam core sandwich. *J Sandw Struct Mater* 2018. <https://doi.org/10.1177/1099636218779420>.
- [40] Demharter A. Polyurethane rigid foam, a proven thermal insulating material for applications between +130°C and –196°C. *Cryogenics* 1998;38:113–7.
- [41] Yakushin VA, Zhmud NP, Stirna UK. Physicomechanical characteristics of spray-on rigid polyurethane foams at normal and low temperatures. *Mech Compos Mater* 2002;38(3):273–80.
- [42] Stirna U, Beverte I, Yakushin V, Cabulis U. Mechanical properties of rigid polyurethane foams at room and cryogenic temperatures. *J Cell Plast* 2011;47(4):337–55.
- [43] Denay AG, Castagnet S, Roy A, et al. Compression behavior of glass-fiber-reinforced and pure polyurethane foams at negative temperatures down to cryogenic ones. *J Cell Plast* 2013;49(3):209–22.
- [44] Yakushin V, Cabulis U, Sevastyanova I. Effect of filler type on the properties of rigid polyurethane foams at a cryogenic temperature. *Mech Compos Mater* 2015;51(4):447–54.
- [45] ASTM D5045. Standard test methods for plane-strain fracture toughness and strain energy release rate of plastic materials; 1999.
- [46] EN ISO 179-2. Plastics – Determination of Charpy impact properties. Part 2: instrumented impact test; 2000.
- [47] Kalthoff JF. Characterization of the dynamic failure behaviour of a glass-fiber/vinyl-ester at different temperatures by means of instrumented Charpy impact testing. *Compos Part B-Eng* 2004;35:657–63.
- [48] Marsavina L, Linul E, Voiconi T, Sadowski T. A comparison between dynamic and static fracture toughness of polyurethane foams. *Polym Test* 2013;32:673–80.
- [49] Marsavina L, Constantinescu DM, Linul E, et al. Refinements on fracture toughness of PUR foams. *Eng Fract Mech* 2014;129:54–66.
- [50] ASTM D1622. Test method for apparent density of rigid cellular plastics; 2003.
- [51] Movahedi N, Linul E, Marsavina L. The temperature effect on the compressive behavior of closed-cell aluminum-alloy foams. *J Mater Eng Perform* 2018;27(1):99–108.
- [52] Linul E, Movahedi N, Marsavina L. On the lateral compressive behavior of empty and ex-situ aluminum foam-filled tubes at high temperature. *Materials* 2018;11(4):554.
- [53] Yu YH, Choi I, Nam S, Lee DG. Cryogenic characteristics of chopped glass fiber reinforced polyurethane foam. *Compos Struct* 2014;107:476–81.
- [54] Sperling LH. *Introduction to physical polymer science*. Wiley; 2006.
- [55] Manson JA, Sperling LH. *Polymer blends and composites*. New York: Plenum; 1976.
- [56] Mohammadi N, Yoo JN, Klein A, Sperling LH. A new instrument to study the role of chain rupture in the fracture of glassy polymer. *J Polym Sci Polym Phys Ed* 1992;30:1311.
- [57] Linul E, Marsavina L, Linul PA, Kovacic J. Cryogenic and high temperature compressive properties of Metal Foam Matrix Composites. *Compos Struct* 2019;209:490–8.



Contents lists available at ScienceDirect

## Materials Today: Proceedings

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/matpr](http://www.elsevier.com/locate/matpr)

# Mechanical characterization of lightweight foam-based sandwich panels

Cristina Vălean<sup>a,b,\*</sup>, Corina Șoșdean<sup>c,\*</sup>, Liviu Marșavina<sup>a</sup>, Emanoil Linul<sup>a,\*</sup>

<sup>a</sup> Department of Mechanics and Strength of Materials, Politehnica University of Timisoara, M. Viteazu Blvd., No. 1, Timisoara 300 222, Romania

<sup>b</sup> Research Institute for Renewable Energies, Politehnica University of Timisoara, Musicescu Gavril Str., No. 138, Timisoara 300 774, Romania

<sup>c</sup> Department of Mechatronics, Politehnica University of Timisoara, M. Viteazu Blvd., No. 1, Timisoara 300 222, Romania

## ARTICLE INFO

### Article history:

Received 15 October 2020

Received in revised form 24 November 2020

Accepted 1 December 2020

Available online 21 January 2021

### Keywords:

Rigid polyurethane foam

Foam-based sandwich panels

Experimental tests

Mechanical properties

## ABSTRACT

Foam-based composite structures are widely used in the field of construction market for roofing and closing walls. This paper presents a mechanical characterization of a lightweight sandwich panels with foam core. The faces of the panels are made of thin steel sheets, and for the core, closed-cell polyurethane foam with a density of 40 kg/m<sup>3</sup> was used. Mechanical testing consists of quasi-static four-point bending, transversal tensile and compression tests. All experimental tests were conducted at room temperature in accordance to EN 14509:2013 Standard. With the data obtained from experimental tests, load–displacement curves and mechanical properties are presented. Following the experimental tests, the elastic characteristics (shear modulus, tensile E-modulus, compression modulus), strength properties (ultimate shear strength, transverse tensile strength, compression strength) and energy absorption performances were determined.

© 2021 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Selection and peer-review under responsibility of the scientific committee of the 8th International Conference on Advanced Materials and Structures - AMS 2020.

## 1. Introduction

In recent years, due to their special characteristics, foams have become attractive for various top industries and household applications [1–3]. The most important attributes of foam materials are high capacity to absorb impact energy and high strength per unit weight. Other advantages are good thermal insulation property and variable density when compared to solid materials [4–6]. Moreover, the polymeric foams are commonly used in structural engineering applications due to the weight saving and stiffening performances they can offer in the design process (e.g., sandwich cores) [7–9]. Therefore, foam-based composite structures are of major interest especially in the field of lightweight construction. They can be easily produced in numerous structural forms by a comprehensive variety of manufacturing methods using chemical or physical blowing agents [10–12].

Over the years, many experimental, analytical and numerical investigations have been carried out on polymeric foams and

reinforced polymeric foams, while limited studies are conducted on real sandwich structures. Linul et al. [13–15] investigated the influence of density, temperature, loading speed and anisotropy on the compressive mechanical behaviour of rigid polyurethane (PUR) foams. They found that the density and test temperature significantly influence the main properties of the PUR foams, while the loading speed and foam anisotropy do not show major differences [13]. Moreover, the authors determined the optimal density of the PUR foam (in the range of 40–300 kg/m<sup>3</sup>), using efficiency diagrams and energy absorption methods [14]. Moreover, waste tire particles [16] short glass-fibres, glass micro-spheres and chopped glass-fibre strands [17] aluminium microfibers [18] coffee grounds [19] potato protein [20] buffing dust [21] cellulose nanocrystals [22] wheat straw lignin [23] have been used to improve the mechanical properties of the sandwich core materials. Researchers found that compared to neat foam, the reinforced foams were characterized by superior dimensional stability and higher mechanical/physical/thermal properties. Linul and Marsavina [24] studied the three point bending behaviour of five different sandwich beams. Depending on the type of faces (material and thickness) and core density (40 and 200 kg/m<sup>3</sup>), the authors obtained different collapse mechanisms (face yield and face wrinkling). Based on the experimentally determined properties, they created the characteristic failure-mode maps. The various failure

\* Corresponding authors at: Department of Mechanics and Strength of Materials, Politehnica University of Timisoara, M. Viteazu Blvd., No. 1, Timisoara 300 222, Romania (C. Vălean).

E-mail addresses: [cristina\\_valean@yahoo.com](mailto:cristina_valean@yahoo.com) (C. Vălean), [corina.sosdean@yahoo.com](mailto:corina.sosdean@yahoo.com) (C. Șoșdean), [emanoil.linul@upt.ro](mailto:emanoil.linul@upt.ro) (E. Linul).



modes of sandwich beams were studied by Daniel and Gdoutos [25]. They varied certain parameters (e.g. beam dimensions, loading or state of stress) and identified the transition from one failure mode to another. In addition, the authors compared analytical predictions with experimental results. In order to reveal the operative collapse mode as a function of geometry of sandwich beam with PVC foam core subjected to three point bending, Steeves and Fleck [26,27] developed different failure mechanism maps. They observed that the analytic expressions become inappropriate and the analytic models are inaccurate for sandwich beams with thick faces relative to the core thickness [27].

Most studies have focused on the individual characterization of the sandwich core (compression tests), or the creation of sandwich beams failure-mode maps (three-point bending tests). Therefore, this paper aims at a complete characterization of a foam-based sandwich panel by performing four-point bending, tensile and compression tests. The obtained mechanical characteristics can be used for the analytical determination of the capable load of large sandwich structures.

## 2. Materials and methods

### 2.1. Materials and sample preparation

Double skin metal faced insulating panels with a polyurethane foam core were chosen in order to determine the main mechanical properties. The panels faces are made of steel with a modulus of elasticity of  $E = 2.1 \cdot 10^5$  MPa, while the core has a density of  $40 \text{ kg/m}^3$ . The density of the core material was determined by dividing the mass of the sample by its volume.

For the complete mechanical characterization of the foam-based composite structure, bending, tensile and compression samples were prepared. All samples were obtained according to EN 14509:2013 Standard [28] from a large sandwich panel with lightly profiled faces. The samples were taken from a range of positions covering the width of the composite panel. Fig. 1 shows the geometrical parameters of the bending sample, as well as the dimensions and positioning of the metal load spreading plates.

According to EN 14509:2013 Standard [28] tensile and compression samples shall be of square cross-section having side dimensions between 100 mm and 300 mm. Therefore, the tensile and compression samples presented a prismatic shape with the dimensions 120 mm (height)  $\times$  100 mm (width)  $\times$  100 mm (thickness), and 70 mm (height)  $\times$  100 mm (width)  $\times$  100 mm (thickness), respectively. Fig. 2 shows a manufactured sample from each mentioned category, together with their fixing in the loading devices of the used testing machine.

### 2.2. Experimental program

The experimental evaluation of the sandwich panel consisted in performing several types of quasi-static tests, namely: four-point bending, transverse tensile and compression tests. The four-point bending (Fig. 2a) and transverse tensile (Fig. 2b) tests were carried out using a Zwick/Roell Z005 testing machine with a load-cell capacity of 5 kN, equipped with a Test Xpert II v1.43 software. Due to the large dimensions of the samples imposed by the EN 14509:2013 standard [28] and also the need to develop a higher force, the compression tests (Fig. 2c) were performed on the LBG TC100 universal test machine. The machine is equipped with a load-cell capacity of 100 kN, respectively with a TC Soft 2004 Plus software specialized in data processing.

All the experimental tests were performed at room temperature, under normal humidity conditions, with a loading velocity of 10 mm/min. The tests followed the EN 14509:2013 standard [28] instructions.

## 3. Results and discussions

Following the four-point bending, tensile and compression tests, the force–displacement curves were obtained. Fig. 3a shows the most representative curve resulting from the four-point bending tests. The curve shows a narrow area of sample settlement in the test device, followed by an extended linear-elastic area [29,30]. The linear-elastic zone is followed by a yield of the sandwich structure faces, and finally by the shearing of the core. The failure occurs suddenly with a core shear at an angle of about 45 degrees (Fig. 3b). The shear band is located between the upper-right loading point and the lower-right support point. From Fig. 3a it can be observed that the core shear occurred at a displacement of 11.12 mm.

Based on the results obtained from the four-point bending tests and the geometrical parameters of the samples, the ultimate shear strength  $f_{cv}$  was calculated using equation (1):

$$f_{cv} = k_v \frac{F_u}{2Be} \quad (1)$$

where  $F_u$  is the ultimate load carried by the sample failing in shear,  $k_v$  is the reduction factor for cut ends in pre-formed cores,  $B$  is the width of the sample and  $e$  is the depth between the centroids of the sandwich faces. Because the investigated sandwich panel was formed in-situ, in this case the  $k_v$  factor was considered equal to 1.

In addition, the shear modulus of the core material,  $G_c$ , was calculated from the slope of the straight part of the load–displacement curve, using the Equation (2):

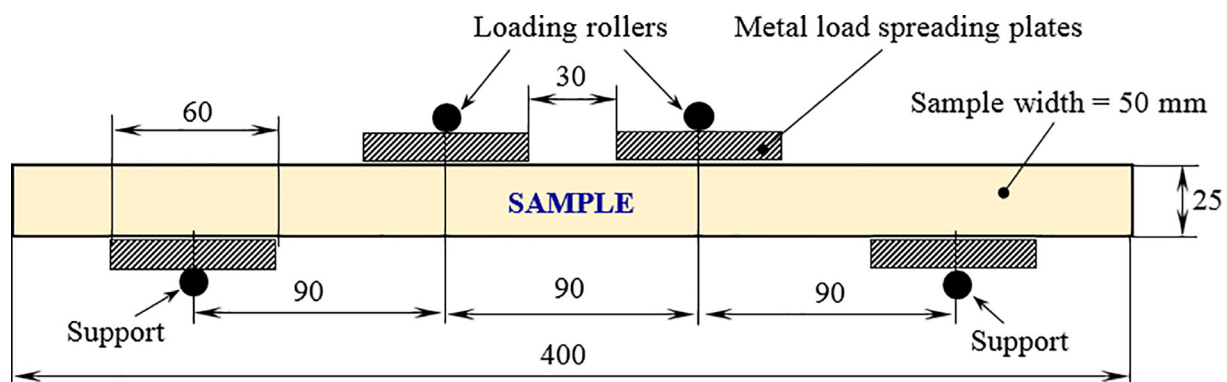


Fig. 1. Dimensions of the bending sample and positioning of the metal load plates, in mm.

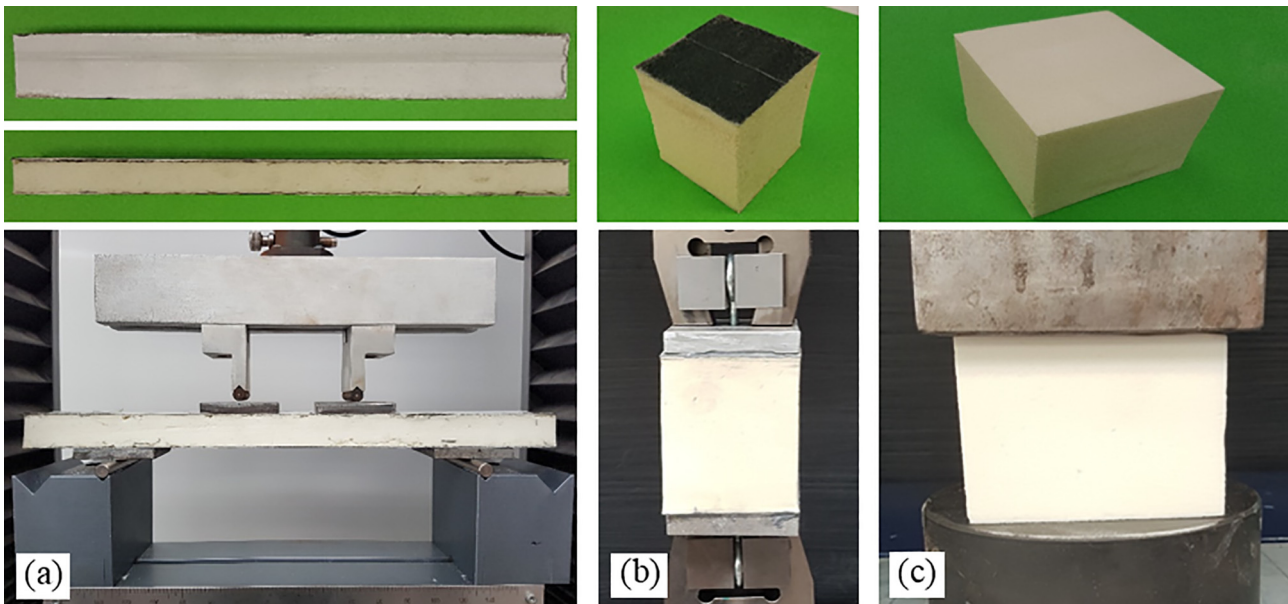


Fig. 2. Obtained samples (top) together with their fixing in the loading devices of the used testing machine (bottom).

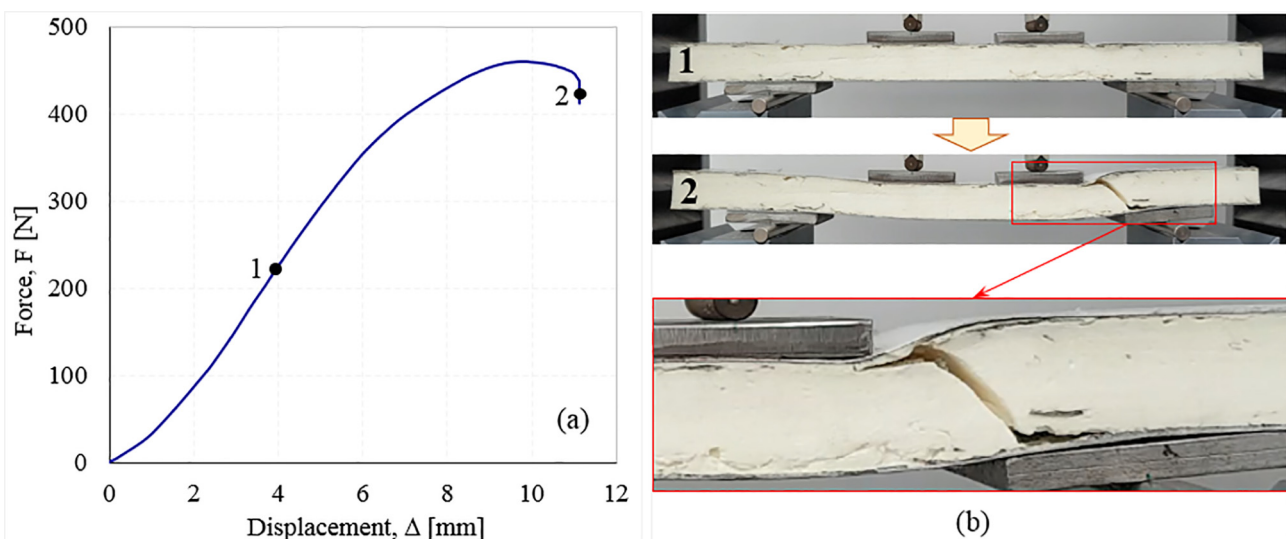


Fig. 3. (a) Four-point bending force–displacement curve; (b) deformation sequences of the sample during four-point bending test.

$$G_c = \frac{\Delta FL}{6Bd_c \Delta w_s} \quad (2)$$

where  $L$  is the span of test sample at shear failure,  $d_c$  is the thickness of the core material,  $\Delta w_s$  is the shear deflection and is calculated with equation (3):

$$\Delta w_s = \Delta w - \Delta w_B \quad (3)$$

where  $\Delta w$  is the deflection at mid-span for a load increment  $\Delta F$  taken from the slope of the linear-elastic part of the load–displacement curve and  $\Delta w_B$  is the bending deflection calculated as follows:

$$\Delta w_B = \frac{\Delta FL^3}{56,34B_s} \quad (4)$$

with  $B_s$  as the flexural rigidity, which is determined with Equation (5):

$$B_s = \frac{E_{F1} \cdot A_{F1} \cdot E_{F2} \cdot A_{F2}}{E_{F1} \cdot A_{F1} + E_{F2} \cdot A_{F2}} e^2 \quad (5)$$

where  $E_{F1}$  and  $E_{F2}$  are the E-modulus of the top and bottom faces, while  $A_{F1}$  and  $A_{F2}$  are the cross-section areas of the top and bottom sandwich faces.

Therefore, by using Equation (1), an average value of 0.227 MPa for the ultimate shear strength  $f_{cv}$  was obtained. Moreover, by replacing the data from Equations (3)–(5) in Equation (2), a value of 4.298 MPa was determined for shear modulus of the core material  $G_c$ .

The tensile force–displacement curve is shown in Fig. 4a. Both on the graph (Fig. 4a) and on the broken sample (Fig. 4b) it can be seen that the investigated sandwich panel highlights a brittle behaviour under tensile loads [31,32]. The failure of the sample occurs in the upper part of the core and not in adhesive, this validating the test.

Dividing the ultimate tensile load by the cross-sectional area ( $A$ ) of the sample, the maximum transverse tensile strength ( $f_{ct, max}$ ) of the sandwich panel can be calculated. After replacing the data, an  $f_{ct, max}$  value of 0.160 MPa was obtained. In addition, the deforma-

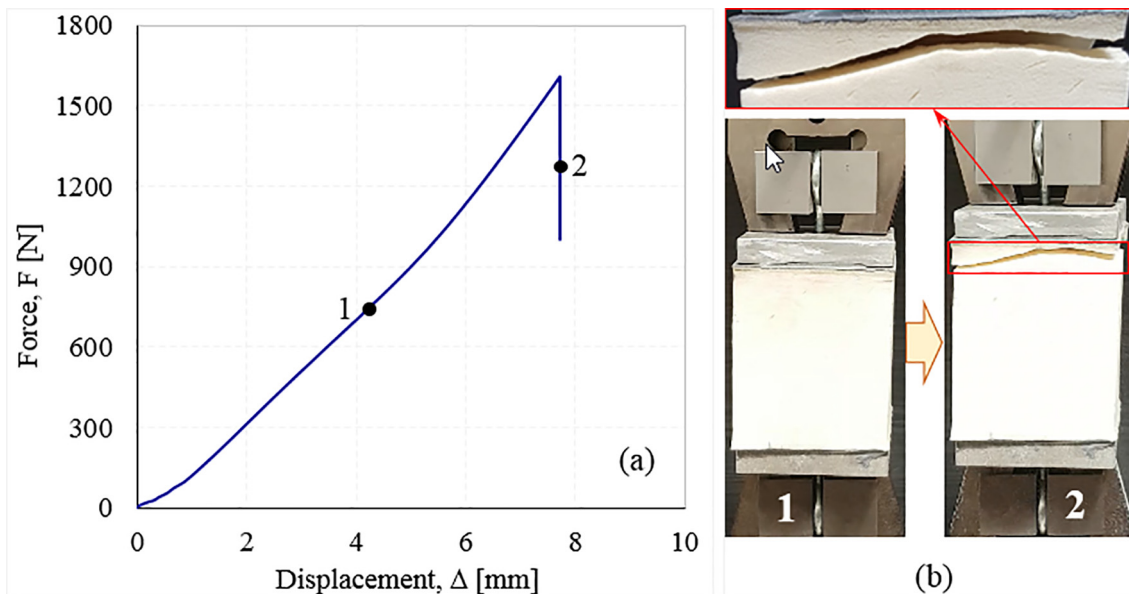


Fig. 4. (a) Tensile force–displacement curve; (b) deformation sequences of the sample during transverse tensile test.

tion corresponding to the tensile strength ( $\Delta f_{Ct, \max}$ ) was found around 6.487%.

Furthermore, in order to determine the tensile E-modulus of the core ( $E_{Ct}$ ), the Equation (6) was used:

$$E_{Ct} = \frac{F_u d_c}{w_u A} \tag{6}$$

where  $d_c$  is the sample thickness and  $w_u$  is the ideal displacement at tensile ultimate load based on the linear-elastic part of the load–displacement curve. Thus, the E had an average value of 2.265 MPa.

Regarding the compression behaviour (Fig. 5a), it can be seen that the force–displacement curve is totally different from the other two previously obtained (Fig. 3a and 4a). In this case, the curve shows three characteristic areas typical of cellular materials [33–35]. Initially, a very short linear-elastic area is identified that ends with the yield of the material. From this area the compressive modulus (E), the yield stress ( $\sigma_y$ ), respectively the deformation ( $\epsilon_y$ ) corresponding to the  $\sigma_y$  are determined. Beyond this area is a long plateau area, which highlights a permanent hardening. Characteristic of this area is the plateau stress ( $\sigma_{pl}$ ), which is determined as

an average of the stresses corresponding to 20% ( $\sigma_{20\%}$ ) and 40% ( $\sigma_{40\%}$ ) strain, respectively. Finally, the curve ends with the densification area, where the specimen compaction takes place. This area begins with the onset strain of densification ( $\epsilon_d$ ), corresponding to the densification stress ( $\sigma_d$ ). The  $\sigma_d$  represents 1.3 of the  $\sigma_{pl}$ . Characteristic of plateau-densification areas is also the energy absorption capacity ( $W_d$ ), represented by the area under the curve. This was determined using the Equation (7) [36–38].

$$W_d = \int_0^{\epsilon} \sigma d\epsilon \tag{7}$$

The PUR foam showed a compressive modulus of 1.59 MPa. The values of strength properties ( $\sigma_y$ ,  $\sigma_{pl}$  and  $\sigma_d$ ) and energy absorption performances ( $W_d$ ) are shown in Fig. 6. The main value obtained for densification strain was 42.19%.

In the design calculations of buildings, halls, etc., it is necessary to know in advance their strength. Of course, the mechanical properties of sandwich structures are determined in laboratory conditions, on standardized samples. However, using the properties determined on standardized samples and imposing various

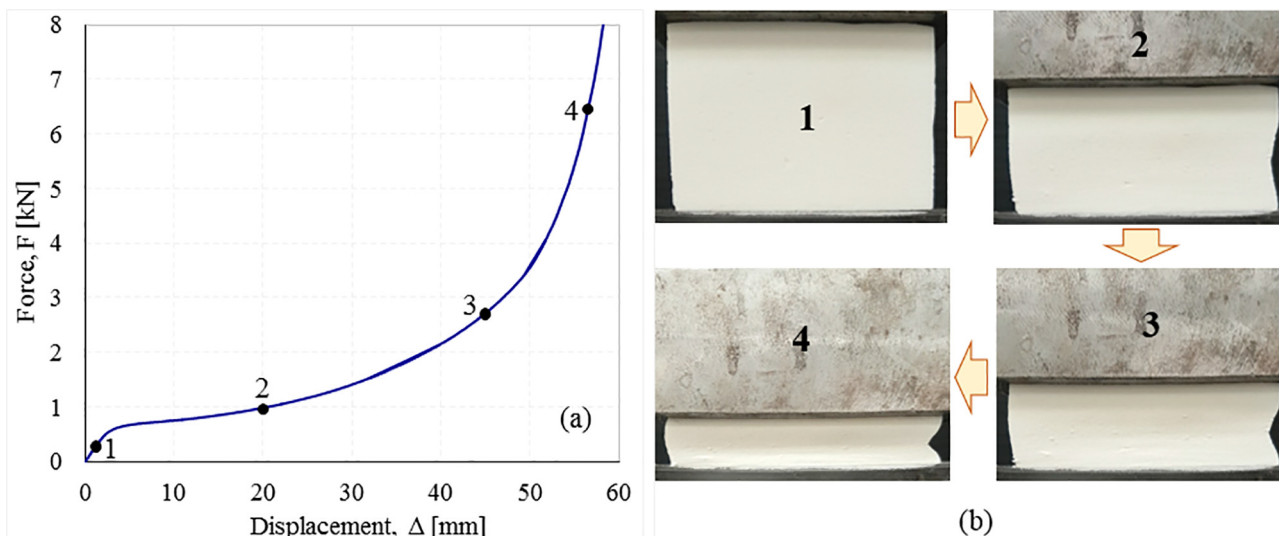


Fig. 5. (a) Compression force–displacement curve; (b) deformation sequences of the sample during compression test.

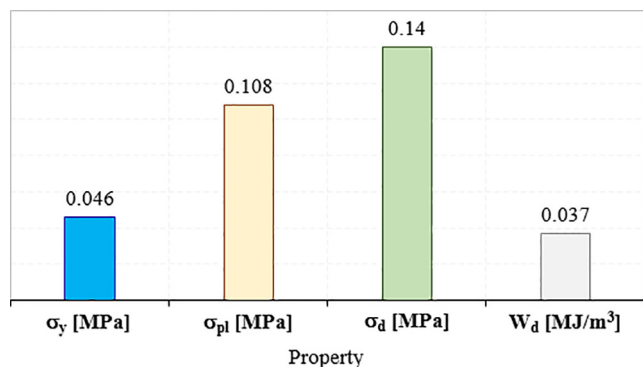


Fig. 6. Strength and energy absorption properties of PUR foam core.

conditions (face yield, core shear and strength condition), capable load calculations can be made on sandwich panels with dimensions that far exceed the values of those tested in the laboratory.

#### 4. Conclusions

This paper investigates the mechanical behaviour of foam-based sandwich panel at different quasi-static loads. For this purpose, four-point bending, tensile and compression tests were performed on both the sandwich panels (bending and tensile tests) and the core material (compression tests). Steel sheets were used as sandwich faces, while a polyurethane foam with a density of 40 kg/m<sup>3</sup> represented the sandwich core. The following conclusions can be drawn:

- Following the four-point bending tests, a core shear of the sandwich panel was obtained. A value of 0.227 MPa for the ultimate shear strength and 4.298 MPa for shear modulus of the core material were obtained.
- In transverse tensile test, the foam-based composite structure showed a brittle behaviour until final failure, the fracture taking place in the core and not at the core-face interface. No plastic deformations were observed on the tested specimens. In this case, the maximum transverse tensile strength and tensile E-modulus of the core had the values of 0.160 and 2.265 MPa, respectively.
- The compressive force–displacement curves highlighted three distinct areas, as follows: linear-elastic, plateau and densification. Values of 0.046 MPa for compression strength and 1.59 MPa for compression modulus were obtained. In addition, the energy absorption performances were around of 0.037 MJ/m<sup>3</sup>, while the densification strain was 42.19%.
- The obtained mechanical properties can be used in the analytical calculations of sandwich panels for capable loads.

#### CRedit authorship contribution statement

**Cristina Vălean:** Conceptualization, Investigation, Writing - original draft, Writing - review & editing. **Corina Şoşdean:** Formal analysis, Investigation, Writing - original draft, Writing - review & editing. **Liviu Marşavina:** Conceptualization, Methodology, Formal analysis, Resources, Software, Writing - original draft, Writing - review & editing, Supervision. **Emanoil Linul:** Conceptualization, Methodology, Investigation, Resources, Writing - original draft, Writing - review & editing.

#### Declaration of Competing Interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence the work reported in this paper.

#### Acknowledgements

This work was partially supported by research project of the Romanian Ministry of Research and Innovation, CCCDI – UEFISCDI, project number PN-III-P1-1.2-PCCDI-2017-0391 / CIA\_CLIM - Smart buildings adaptable to the climate change effects, within PNCDI III”.

#### References

- [1] L.J. Gibson, M.F. Ashby, Cellular Solids-Structures and properties-Second edition, Published by the Press Syndicate of the University of Cambridge, UK, 1997.
- [2] A. Farshidi, C. Berggreen, L.A. Carlsson, J. Sandw. Struct. Mater. (2018).
- [3] E. Linul, L. Marşavina, C. Vălean, R. Bănică, Eng. Fract. Mech. 225 (2020) 106274.
- [4] M.S. Thompson, I.D. McCarthy, L. Lidgren, L. Ryd, J. Biomech. Eng. 125 (5) (2003) 732–734.
- [5] N.J. Mills, Polymer Foams Handbook, Butterworth-Heinemann, 2007.
- [6] L. Marsavina, A. Cernescu, E. Linul, et al., Materiale Plastice 47 (1) (2010) 85–89.
- [7] H. Abbasi, M. Antunes, J.I. Velasco, Polymers 10 (2018) 348.
- [8] D.K. Rajak, D.D. Pagar, P.L. Menezes, et al., Polymers 11 (10) (2019) 1667.
- [9] L. Marsavina, E. Linul, Fatig. Fract. Eng. Mater. Struct. 43 (11) (2020) 2483–2514.
- [10] Y. Sun, B. Amirrasouli, S.B. Razavi, et al., Acta Mater. 110 (2016) 161–174.
- [11] M.R.M. Aliha, S.S. Mousavi, A. Bahmani, et al., Theor. Appl. Fract. Mech. 101 (2019) 152–161.
- [12] M.F. Ashby, A. Evans, N.A. Fleck, et al., Metal Foams: A Design Guide, Butterworth-Heinemann, USA, 2000.
- [13] E. Linul, T. Voiconi, L. Marsavina, T. Sadowski, J. Phys. Conf. Ser. 451 (2013) 012002.
- [14] E. Linul, D.A. Şerban, L. Marsavina, T. Sadowski, Arch. Civ. Mech. Eng. 17 (3) (2017) 457–466.
- [15] E. Linul, D.A. Şerban, T. Voiconi, et al., Key Eng. Mater. 601 (2014) 246–249.
- [16] G. Soto, A. Castro, N. Vecchiatti, et al., Polym. Test. 57 (2017) 42–51.
- [17] S.K. Khanna, S. Gopalan, Reinforced polyurethane flexible foams. In Compliant Structures in Nature and Engineering, WIT Press: Billerica, MA, USA, 2005.
- [18] E. Linul, C. Vălean, P.A. Linul, Polymers 10 (12) (2018) 1298.
- [19] N. Gama, R. Silva, A.P.O. Carvalho, et al., Polym. Test. 62 (2017) 13–22.
- [20] S. Członka, M.F. Bertino, K. Strzelec, Polym. Test. 68 (2018) 135–145.
- [21] S. Członka, M.F. Bertino, K. Strzelec, et al., Polym. Test. 69 (2018) 225–237.
- [22] X. Zhou, M.M. Sain, K. Oksman, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 83 (2016) 56–62.
- [23] A. Paberza, U. Cabulis, A. Arshanitsa, Polimery/Polymers 59 (2014) 477–481.
- [24] E. Linul, L. Marsavina, Proc. Romanian Acad. – Ser. A 16 (4) (2015) 522–530.
- [25] I.M. Daniel, E.E. Gdoutos, K.A. Wang, et al., Int. J. Dam. Mech. 11 (2002) 309–334.
- [26] C.A. Steeves, N.A. Fleck, Int. J. Mech. Sci. 46 (2004) 461–583.
- [27] C.A. Steeves, N.A. Fleck, Int. J. Mech. Sci. 46 (2004) 585–608.
- [28] EN 14509:2013, Self-supporting double skin metal faced insulating panels - Factory made products - Specifications, 2013.
- [29] T. Voiconi, E. Linul, L. Marsavina, et al., Solid State Phenom. 216 (2014) 116–121.
- [30] M. Antunes, J.I. Velasco, Prog. Polym. Sci. 39 (2014) 486–509.
- [31] S.N.I. Kudori, H. Ismail, S.R. Khimi, Mater. Today: Proc. 17 (2019) 609–615.
- [32] L. Marsavina, D.M. Constantinescu, E. Linul, et al., Eng. Fract. Mech. 167 (2016) 68–83.
- [33] O. Khezrzadeh, O. Mirzaee, E. Emadoddin, et al., Materials 13 (10) (2020) 2329.
- [34] B. Katona, A. Szlancsik, T. Tábi, I.N. Orbulov, Mat. Sci. Eng. A-Struct. 739 (2019) 140–148.
- [35] D.K. Rajak, N.N. Mahajan, E. Linul, J. Alloys Compd. 775 (2019) 675–689.
- [36] I.N. Orbulov, A. Szlancsik, A. Kemény, D. Kincses, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 135 (2020) 105923.
- [37] D. Pietras, E. Linul, T. Sadowski, A. Rusinek, Compos. Struct. 249 (2020) 112548.
- [38] G. Epasto, F. Distefano, L. Gu, et al., Mater. Design 196 (2020) 109120.