

CARACTERIZAREA MECANICĂ A SPUMELOR METALICE ȘI A STRUCTURILOR CARE CONȚIN SPUME METALICE

Teză destinată obținerii
titlului științific de doctor inginer
la
Universitatea Politehnica Timișoara
în domeniul INGINERIE MECANICĂ
de către

Ing. Tudor Voiconi

Conducător științific: prof.univ.dr.ing. Liviu Marșavina
Referenți științifici: prof.univ.dr.ing. Dan Mihai Constantinescu
CS1.dr.ing. Jaroslav Kováčik
prof.univ.dr.ing. Nicolae Faur

Ziua susținerii tezei: 09.04.2015

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

- | | |
|---|--|
| 1. Automatică | 10. Știința Calculatoarelor |
| 2. Chimie | 11. Știința și Ingineria Materialelor |
| 3. Energetică | 12. Ingineria sistemelor |
| 4. Ingineria Chimică | 13. Inginerie energetică |
| 5. Inginerie Civilă | 14. Calculatoare și tehnologia informației |
| 6. Inginerie Electrică | 15. Ingineria materialelor |
| 7. Inginerie Electronică și Telecomunicații | 16. Inginerie și Management |
| 8. Inginerie Industrială | 17. Arhitectură |
| 9. Inginerie Mecanică | 18. Inginerie civilă și instalații |

Universitatea Politehnica din Timișoara a inițiat seriile de mai sus în scopul diseminării expertizei, cunoștințelor și rezultatelor cercetărilor întreprinse în cadrul școlii doctorale a universității. Seriile conțin, potrivit H.B.Ex.S Nr. 14 / 14.07.2006, tezele de doctorat susținute în universitate începând cu 1 octombrie 2006.

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2015

Această publicație este supusă prevederilor legii dreptului de autor. Multiplicarea acestei publicații, în mod integral sau în parte, traducerea, tipărirea, reutilizarea ilustrațiilor, expunerea, radiodifuzarea, reproducerea pe microfilme sau în orice altă formă este permisă numai cu respectarea prevederilor Legii române a dreptului de autor în vigoare și permisiunea pentru utilizare obținută în scris din partea Universității Politehnica din Timișoara. Toate încălcările acestor drepturi vor fi penalizate potrivit Legii române a drepturilor de autor.

România, 300159 Timișoara, Bd. Republicii 9,
tel. 0256 403823, fax. 0256 403221
e-mail: editura@edipol.upt.ro

Cuvânt înainte

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele în cadrul Facultății de Mecanică, Departamentul de Mecanică și Rezistența Materialelor din Universitatea Politehnică Timișoara.

Lucrarea de față abordează un subiect de mare actualitate și a fost concepută și realizată cu scopul rezolvării unor probleme ce privesc comportarea mecanică a materialelor celulare. Studiile elaborate pe parcursul tezei s-au concentrat pe caracterizarea mecanică a spumelor metalice din aluminiu și a structurilor de tip sandwich cu miez din spuma metalică, utilizându-se cele mai noi teorii și procedee de calcul.

Prin prezenta teză se deschid noi posibilități de aplicare a materialelor celulare metalice și consider că lucrarea este un suport științific de luat în seamă pentru cercetările viitoare care vor avea ca subiect de pornire tematică proprietățile mecanice ale spumelor metalice din aluminiu.

Distinse mulțumiri și profundă recunoștință se cuvin adresate Domnului Profesor Doctor Inginer Liviu MARȘAVINA inițiatorul acestei teze, pentru consilierea permanentă, sprijinul necondiționat și îndrumarea atentă de-a lungul celor patru ani a stagiului de doctorat, domnul profesor fiind și coordonatorul lucrării de mele disertație, 2011, și al lucrării de licență, 2009, însumând o colaborare de aproximativ 6 ani. Adresez mulțumiri deosebite Domnului Dr. Ing. Jaroslav Kováčik, cercetător la Academia Slovacă de Științe din Bratislava, pentru furnizarea materialelor celulare metalice. Mulțumiri deosebite Domnului Profesor Doctor Inginer Tomasz SADOWSKI șeful Departamentului de Construcții și Arhitectură cât și Domnului Inginer Marcin KNEC șeful de laborator al aceluiași departament pentru ajutorul competent și susținerea constantă pe parcursul stagiului de cercetare desfășurat la Universitatea Tehnică din Lublin, Polonia. Mulțumiri Domnului Dr. Ing. Niels MODLER pentru facilitarea accesului în laboratorul de încercări al ILK Dresda.

Mulțumesc, de asemenea colegilor din Departamentul de Mecanică și Rezistența Metarielor, în special lui Dan, Manu și Radu pentru ajutorul acordat cât și pentru sfaturile utile.

De asemenea, îmi manifest cu drag recunoștința față de familia mea atât pentru suportul moral și spiritual, cât și pentru răbdarea și înțelegerea acordată în toți acești ani.

Vă mulțumesc !

Timișoara, aprilie 2015

Autorul

Teza de doctorat a fost realizată cu sprijin parțial:

Grantul național MODELAREA MICRO-MECANICĂ A COMPORTĂRII LA RUPERE ȘI DEGRADARE A MATERIALELOR CELULARE. PN-II-ID-PCE-2011-3-0456.

Proiectul de cooperare bilaterală MICROSTRUCTURE - MECHANICAL PROPERTIES RELATIONSHIP FOR METALLIC FOAMS. Contract: 653/2013.

Grantul strategic POSDRU/6/1.5/S/13, ID6998, cofinanțat din Fondul Social European "Investește în oameni", în cadrul Programului Operațional Sectorial Dezvoltare Resurse Umane 2007-2013".

Voicovici, Tudor

CARACTERIZAREA MECANICĂ A SPUMELOR METALICE ȘI A STRUCTURILOR CARE CONȚIN SPUME METALICE

Teze de doctorat ale UPT, Seria 9, Nr. 161, Editura Politehnica, 2015, 152pagini, 118 figuri, 16 tabele.

ISSN: 1842-4937

ISBN: 978-606-554-940-1

Cuvinte cheie: materiale celulare, spume metalice, densitate, metoda excitării prin impuls, viteză și temperatură de încercare, încercări experimentale, energie de absorbție, metoda corelării de imagini digitale, metoda elementului finit, grinzi de tip sandwich.

Rezumat,

Teza de doctorat cu titlul „Caracterizarea mecanică a spumelor metalice și a structurilor care conțin spume metalice”, abordează un subiect de mare actualitate și a fost concepută și realizată cu scopul rezolvării unor probleme ce privesc comportarea mecanică a materialelor celulare de tipul spumelor metalice din aluminiu. Studiile elaborate pe parcursul tezei de doctorat s-au concentrat pe caracterizarea mecanică a spumelor metalice din aluminiu și a structurilor care conțin spume metalice, materiale de tip sandwich cu miez din spuma, utilizându-se cele mai noi teorii, metode de investigare și procedee de calcul.

CUPRINS

Listă figuri	7
Notații, abrevieri, acronime	12
1. Stadiul actual privind studiul comportării mecanice a spumelor metalice	16
1.1. Prezentarea materialelor celulare metalice	16
1.2. Tehnologia de fabricare a spumelor metalice	17
1.3. Proprietățile materialelor celulare de tipul spumelor metalice	18
1.4. Aplicații ale utilizării spumelor metalice	19
2. Determinarea proprietăților elastice și mecanice ale spumelor metalice de aluminiu	22
2.1. Identificarea tipului de spumă metalică	24
2.2. Determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice de aluminiu utilizând metoda excitării prin impuls.....	25
2.2.1 Descrierea dispozitivului, modului de rezemare și a epruvetelor utilizate	25
2.2.1.1 Prezentarea dispozitivului RFDA basic și a principiului de măsurare	26
2.2.1.2 Prezentarea tipurilor de epruvete utilizate și a modurilor de rezemare	26
2.2.2 Rezultate experimentale	31
2.2.2.1 Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8 pe epruvete rectangulare.....	31
2.2.2.2 Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8 pe epruvete cilindrice.....	35
2.2.2.3 Comparație între rezultatele experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8	36
2.2.2.4 Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția G pe epruvete rectangulare.....	38
2.2.2.5 Determinarea coeficientului lui Poisson pentru spuma metalică cu compoziția G pe epruvete de tip disc	45
2.3. Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static	46
2.3.1 Proprietățile mecanice ale spumelor cu celule închise: Compresiunea ..	46
2.3.1.1 Zona liniar-elastică	46
2.3.1.2 Zona neliniar – elastică	51
2.3.1.3 Colapsul plastic și densificarea	52
2.3.2 Absorbția de energie în materialele celulare.....	54
2.3.3. Mecanismele energiei de absorbție	55
2.3.4. Platoul de absorbție în spumele cu celule deschise.....	57
2.3.5. Disiparea vâscoasă în spumele cu celule închise	57
2.3.6. Comprimarea fluidului din porii spumelor cu celule închise	58
2.3.7. Caracterizarea energiei de absorbție a spumelor metalice.....	58
2.3.8. Diagramele de absorbție a energiei	62
2.3.9. Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8	64
2.3.9.1 Influența densității	67
2.3.9.2 Influența temperaturii.....	70
2.3.9.3 Influența învelișului	72

2.3.9.4 Determinarea caracteristicilor mecanice la încovoiere în trei puncte în regim static	74
2.4 Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim dinamic	76
2.4.1. Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția S7	76
2.4.2. Evaluarea la oboseală al spumelor metalice cu compoziția M8.....	79
3. Utilizarea metodei corelării de imagini digitale pentru investigarea degradării spumelor metalice	83
3.1 Noțiuni introductive	83
3.2 Rezultate experimentale.....	83
4. Caracterizarea mecanică a structurilor de tip sandwich care conțin spume metalice	88
4.1 Noțiuni introductive	88
4.2 Aplicații ale structurilor de tip sandwich	89
4.3 Analiza structurilor de tip sandwich cu miez din spumă metalică.....	90
4.3.1 Rigiditatea structurilor de tip sandwich.....	91
4.3.1.1 Rigiditatea echivalentă la forfecare	92
4.3.1.2 Rigiditatea echivalentă la încovoiere.....	94
4.3.2 Rezistența structurilor de tip sandwich	97
4.3.2.1 Noțiuni teoretice privind rezistența structurilor de tip sandwich	97
4.3.2.2 Modurile de degradare al structurilor de tip sandwich.....	100
4.3.3 Rezultate experimentale	101
4.3.3.1 Caracterizarea mecanică a fețelor	102
4.3.3.1.1 Influența direcției	103
4.3.3.1.2 Influența vitezei de încărcare	104
4.3.3.2 Caracterizarea mecanică a miezului al compresiune	105
4.3.3.3 Caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich	108
4.3.3.3.1 Caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich în regim static.....	108
4.3.3.3.2 Caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich în regim dinamic.....	119
4.4 Analiza tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică.....	122
4.4.1 Noțiuni introductive.....	122
4.4.2 Determinarea energiei de absorbție	124
4.4.3 Rezultate experimentale	125
4.4.4 Analiza numerică a tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică	128
4.4.4.1 Analiza numerică a spumei metalice S7	131
4.4.4.2 Analiza numerică a tubului metalic.....	133
4.4.4.2 Analiza numerică a structurii formate din tubul de oțel și miez din spumă metalică	135
5. Concluzii. Contribuții personale	138
Bibliografie	141

Listă figuri

Cap 1. Stadiul actual privind studiul comportării mecanice a spumelor metalice		
Figura	Denumire	Pag.
1.1.	Procesul tehnologic de fabricare al spumelor metalice de aluminiu.	18
1.2.	Aplicații ale spumelor metalice în industrie.	20
Cap 2. Determinarea proprietăților elastice și mecanice ale spumelor metalice de aluminiu		
Figura	Denumire	Pag.
2.1.	Schema de principiu a întregului program experimental.	23
2.2.	Structura celulară a spumelor metalice studiate. a) - S7, b) - M8, c) - G.	24
2.3.	Cântar electronic de laborator pentru determinarea greutateii probelor.	25
2.4.	Dispozitivul RFDA basic.	26
2.5.	Epruvetele utilizate: Bară rectangulară (a). Epruvetă Disc (b). Bară cilindrică (c).	27
2.6.	Modurile de rezemare pentru epruveta rectangulară. Modul Încovoiere (a), Modul Răsucire (b) și Modul Longitudinal (c).	27
2.7.	Poziționarea epruvetei de tip disc.	30
2.8.	Modul Încovoiere (a) și Modul Răsucire (b).	32
2.9.	Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția M8	33
2.10.	Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția M8	34
2.11.	Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică M8 în cazul celor două tipuri de rezemare.	34
2.12.	Modul Longitudinal	35
2.13.	Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția M8	36
2.14.	Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică M8	37
2.15.	Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică M8	37
2.16.	Modul de prelevare a epruvetelor pentru spuma metalică cu compoziția G.	38
2.17.	Epruvetele de tip bară rectangulară și de tip disc pentru spuma metalică cu compoziția G.	38
2.18.	Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G direcția 1	40
2.19.	Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G pe	40

	direcția 1	
2.20.	Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică G pe direcția 1	41
2.21.	Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G direcția 2	42
2.22.	Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G pe direcția 2	43
2.23.	Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică G pe direcția 2	43
2.24.	Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru cele două direcții.	44
2.25.	Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru cele două direcții.	44
2.26.	Variația Coeficientului lui Poisson funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G.	46
2.27.	Mecanismul de deformare în spumele cu celule închise	47
2.28.	Modelul cubic pentru spume cu celule închise	47
2.29.	Modul de deformare al fețelor unei spume cu celule închise la o sollicitare de tracțiune respectiv compresiune.	49
2.30.	Întinderea plastică a fețelor unei celule pentru o spumă cu celule închise	52
2.31.	Curbele tensiune-deformație pentru un solid elastic și pentru o spumă realizată din același solid, prezentând energia pe unitatea de volum	54
2.32.	Tensiunile de vârf [$(\sigma_p)_1$, $(\sigma_p)_2$ și $(\sigma_p)_3$], generate într-o spumă cu trei densități diferite, absorbind aceeași cantitate de energie W.	55
2.33.	Diagramele de caracterizare a energiei de absorbție în spume: coeficientul lui Janssen	59
2.34.	Diagramele de caracterizare a energiei de absorbție în spume: coeficientul de amortizare	61
2.35.	Diagramele de caracterizare a energiei de absorbție în spume: curbele lui Rush	62
2.36.	Construcția diagramei de absorbție a energiei	64
2.37.	Mașina de încercat Zwick/Roell 10 kN dotată cu incintă termică.	65
2.38.	Curba caracteristică forță-deplasare pentru o spumă metalică	65
2.39.	Curba tensiune-deformație pentru o spumă metalică de aluminiu prezentată în detaliu.	66
2.40.	Curbele tensiune - deformație pentru trei densități testate la temperatura de 20 °C. Influența densității.	68
2.41.	Curbele tensiune - deformație pentru trei densități testate la temperatura de 100 °C. Influența densității.	69
2.42.	Variația rezistenței la compresiune, calculată la 20% și 50% din deformație, funcție de densitatea spumei metalice.	69
2.43.	Variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de densitate.	70
2.44.	Curbele tensiune – deformație pentru spuma metalică cu densitatea 450 kg/m ³ . Influența temperaturii.	71

2.45.	Variația rezistenței la compresiune funcție de temperatură.	71
2.46.	Variația energiei de absorbție funcție de temperatură.	72
2.47.	Curbele tensiune – deformație pentru spuma metalică cu densitatea 450 kg/m ³ . Influența învelișului.	73
2.48.	Variația rezistenței la compresiune funcție de densitate pentru epruvete cu și fără înveliș.	73
2.49.	Variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de densitate pentru epruvete cu și fără înveliș.	74
2.50.	Variația energiei de absorbție funcție de densitatea relativă.	74
2.51.	Încercarea de încovoiere în trei puncte în regim static pentru spuma metalică cu compoziția M8	75
2.52.	Curbele tensiune-deformație pentru cele două direcții de încercare. Încovoiere în trei puncte în regim static.	75
2.53.	Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Instron-Dynatup. Compresiune dinamică.	77
2.54.	Epruvetele solicitate la compresiune dinamică, densitatea de 350 kg/m ³ (a) și densitatea de 500 kg/m ³ (b).	77
2.55.	Corelarea rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% din deformație	79
2.56.	Corelarea rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 50% din deformație.	79
2.57.	Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Walter Bay	80
2.58.	Fenomenul de degradare al spumelor metalice cu compoziția M8 solicitate la oboseală.	81

Cap 3. Utilizarea metodei corelării de imagini digitale pentru investigarea degradării spumelor metalice.

Figura	Denumire	
3.1.	Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat și sistemul ARAMIS 2D	84
3.2.	Pregătirea suprafeței epruvetelor	85
3.3.	Harta deformațiilor principale pentru spuma metalică M8 solicitată la compresiune statică	85
3.4.	Harta a deformațiilor principale pentru spuma metalică S7 solicitată la compresiune statică	85
3.5.	Punctele de măsurare pe direcție transversală și longitudinală	86

Cap.4. Caracterizarea mecanică a structurilor de tip sandwich care conțin spume metalice.

Figura	Denumire	
4.1.	Schema de asamblare a structurilor de tip sandwich.	88
4.2.	Aplicații ale materialelor compozite de tip sandwich	90
4.3.	Geometria structurilor compozite de tip sandwich:) grindă dreptunghiulară; b) placă circulară; c) coloană circulară; d) coloană	91

	pătrată; e) element tip înveliș	
4.4.	Grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară solicitată la încovoiere în trei puncte	92
4.5.	Secțiune printr-o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară	95
4.6.	Modurile de rupere pentru o grindă de tip sandwich: a) geometria încărcării; b) curgerea feței; c) indentarea; d) forfecarea miezului. Distribuția tensiunilor pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară: a) secțiunea transversală a grinzii; b) distribuția tensiunilor normale; c) distribuția aproximativă a tensiunilor normale; d) distribuția tensiunilor tangențiale; e) distribuția aproximativă a tensiunilor tangențiale	98
4.7.	Epruvete utilizate înainte și după testare (a) și direcția de testare (b)	99
4.8.	Curba forță – deplasare pentru direcția A	102
4.9.	Curba forță – deplasare pentru direcția B	103
4.10.	Variația forței maxime la rupere în funcție de direcția încărcării	104
4.11.	Curba forță – deplasare pentru direcția A pentru cele două viteze de testare.	104
4.12.	Variația forței maxime la rupere în funcție de viteza de încărcare.	105
4.13.	Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 5kN.	106
4.14.	Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Instron-Dynatup	106
4.15.	Curbele tensiune – deformație. Comparație compresiune statică și dinamică ale miezului structurii de tip sandwich cu densitatea de $320 \pm 5 \text{ kg/m}^3$	107
4.16.	Rezultatele la compresiune statică și dinamică ale tensiunii de curgere și de platou.	108
4.17.	Testele de încovoiere statică în trei puncte: a) Mașina de încercat Zwick/Roell 005; b) proba înainte de testare; c) proba deformată după testare.	109
4.18.	Curbele forță – deplasare pentru grinzile de tip sandwich solicitate la încovoiere în trei puncte în regim static.	109
4.19.	Comparație între curbele forță-deplasare pentru valori diferite ale distanței dintre reazeme.	110
4.20.	Modurile de degradare pentru grinzile de tip sandwich studiate solicitate la încovoiere în trei puncte.	111
4.21.	Curba forță-deplasare pentru o grinda de tip sandwich pentru determinarea forței critice	112
4.22.	Influența distanței dintre reazeme asupra forței de rupere pentru direcția A.	113
4.23.	Influența distanței dintre reazeme asupra forței de rupere pentru direcția B.	113
4.24.	Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra forței la rupere critice.	114
4.25.	Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra forței la rupere maxime.	114

4.27.	Variația tensiunii normale, σ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția A.	115
4.28.	Variația tensiunii tangențiale, τ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția A.	116
4.29.	Variația tensiunii normale, σ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția B.	116
4.30.	Variația tensiunii tangențiale, τ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția B.	117
4.31.	Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f .	117
4.32.	Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f .	118
4.33.	Curba forță – deplasare pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară. Prezentarea zonelor de degradare.	119
4.34.	Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Instron-Dynatup dotată cu o cameră de mare viteză Phantom v12.1 8000fps.	120
4.35.	Epruvetele utilizate în programul experimental solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic. Înainte (a) și după testare (b).	121
4.36.	Curbele forță – deplasare pentru grinzile de tip sandwich solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic.	121
4.37.	Modul de degradare pentru grinzile de tip sandwich studiate solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic pe direcția B de încărcare.	122
4.38.	Comportarea tuburilor metalice cu pereți subțiri umplute cu spumă metalică solicitate la compresiune.	122
4.39.	Curba forță-deplasare la solicitarea de compresiune	123
4.40.	Curba tensiune-deformație la solicitarea de compresiune	123
4.41.	Mașina de încercat LBG A009, 100 kN	125
4.42.	Epruvetele utilizate în cadrul încercărilor experimentale înainte de testare (a) și după testare (b)	126
4.43.	Curbele Forță-Deplasare pentru Tub, Spuma metalică, Structură și suma dintre Tub și Spuma metalică.	127
4.44.	Energia de absorbție pe unitatea de volum pentru Tub, Spuma metalică, Structură și suma dintre Tub și Spuma metalică.	128
4.45.	Modelul discretizat utilizat în analizele numerice.	130
4.46.	Curba tensiune – deformație plastică folosită la calibrarea modelului de spumă de aluminiu	131
4.47.	Epruvetele deformatate în urma testelor experimentale (a) și a analizei numerice (b). Spuma metalică S7.	132
4.48.	Comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice pentru spuma metalică S7.	133
4.49.	Curba tensiune de curgere – deformație plastică folosită la modelarea ecrusării oțelului.	133
4.50.	Epruvetele deformatate în urma testelor experimentale (a) și a analizei numerice (b). Tubul metalic.	134
4.51.	Comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice pentru tubul metalic.	135

4.52.	Epruvetele deformate în urma testelor experimentale (a) și a analizei numerice (b). Structura.	136
4.53.	Comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice pentru întreaga structură.	136

Notații, abrevieri, acronime

a_t	=	lățimea unei grinzi tubulare de secțiune pătrată, [mm].
A, B	=	Direcții de încărcare (cap. 4), [-].
$(AG)_{ech}$	=	rigiditatea echivalentă la forfecare, [N].
b	=	lățimea unei grinzi de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară, [mm].
c	=	grosimea miezului pentru o grindă dreptunghiulară, placă sau pânză, [mm].
C_1, C_2, C_3	=	constante numerice, egale aproape cu unitatea, acestea depinzând de detaliile legate de forma celulei, [-].
C_4, C_5, C_8	=	constante legate de volumul celulei, [-].
C'_4, C'_5, C''_5	=	constante de proporționalitate, [-].
C_p	=	căldura specifică, [J/kgK].
d	=	distanța dintre centrele fețelor pentru o grindă de tip sandwich, [mm].
E	=	modulul de elasticitate longitudinal, [MPa].
$(EI)_{ech}$	=	rigiditatea echivalentă la încovoiere, [N mm ²].
E_f	=	modulul de elasticitate longitudinal al fețelor pentru o grindă de tip sandwich, [MPa].
E_s	=	modulul de elasticitate longitudinal al solidului din care este realizată spuma, [MPa].
E^*	=	modulul de elasticitate longitudinal al spumei, [MPa].
E_t	=	modulul de elasticitate transversal la tracțiune obținut de pe panta liniar-elastică a curbei tensiune-deformație, [MPa].
E_c^*	=	modulul de elasticitate longitudinal al miezului pentru o grindă de tip sandwich, [MPa].
f	=	este numărul de fețe pentru o singură celulă, [-].
F	=	forța care produce încovoierea muchiilor celulei (cap. 2), [N].
F_{cr}	=	forța critică la rupere pentru o grindă de tip sandwich, [N].
F_{max}	=	forța maximă la rupere pentru o grindă de tip sandwich, [N].
G	=	modulul de elasticitate transversal, [MPa].
G^*	=	modulul de elasticitate transversal al spumei, [MPa].
G_c^*	=	modulul de elasticitate transversal al miezului pentru o grindă de tip sandwich, [MPa].
J	=	coeficientul lui Janssen (eficacitatea spumei).
k	=	factorul de corecție la forfecare, (cap. 4), [-].

l	=	lungimea muchiei unei celule, [mm].
l	=	lungimea utilă a grinzii, (cap. 4), [mm].
M_i	=	momentul aplicat grinzii, [N·mm].
M	=	momentul de încovoiere care acționează asupra muchiilor celulei, (cap. 2), [N·mm].
M_f	=	momentul de rupere în fețele celulei, [N·mm].
P	=	forța aplicată asupra grinzii, [N].
p	=	presiunea finală a gazului dintr-o celulă rezultată în urma deplasării ε , [atm].
p_0	=	presiunea inițială a gazului (fluidului) dintr-o celulă, (de obicei presiunea atmosferică), [atm].
p_{at}	=	presiunea atmosferică, [atm].
p	=	presiunea din celulă care trebuie învinsă de către tensiunea aplicată, [atm].
q	=	sarcina uniform distribuită, [N/m ²].
Q^{-1}	=	coeficient de amortizare
r	=	raza miezului pentru un tub de tip sandwich, [mm].
R	=	raza pentru o placă circulară de tip sandwich (cap. 6), [mm].
r_{tip}	=	raza la vârful fisurii la distanța $r > r_{tip}$, [mm].
S	=	rigiditatea muchiei celulei unei spume (cap. 2), [N/m].
l	=	distanța dintre punctele de rezemare la încovoiere în trei puncte (cap. 4), [mm].
t	=	grosimea peretelui celulei, [mm];
T	=	temperatura la care s-au efectuat testele experimentale, [°C].
f	=	grosimea feței pentru o grindă de tip sandwich (cap. 6), [mm].
t_f	=	grosimea feței celulei, [mm].
t_f	=	grosimea fețelor pentru o grindă de tip sandwich, [mm].
v	=	viteza de testare, reprezentând viteza de separare a bacurilor mașinii de încercat pe durata încărcării, [mm/min] sau [m/s]
V_g	=	volumul final rezultat în urma comprimării unui celule de spumă umplută cu gaz, [mm ³].
V_g^0	=	volumul inițial al unui celule de spumă umplută cu gaz, [mm ³].
EA	=	energia de absorbție
W/V	=	energia de impact absorbită pe unitatea de volum, [MJ/m ³].
δ	=	săgeata unei grinzi solicitată la încovoiere în trei puncte, [mm].
ε_D	=	densificarea obținută la o creștere semnificativă a curbei tensiune-deformație la o deformație aproape constantă, (deformație critică), [%].
ε_y	=	deformația la curgere, [mm/mm] sau [%].

$\dot{\varepsilon}$	= viteza de deformăție, [mm/min] sau [m/s].
$\dot{\varepsilon}_f$	= viteza de deformăție care duce la comprimarea fluidului, [mm/min] sau [m/s].
$\dot{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}_2, \dot{\varepsilon}_3$	= viteze de deformăție fixe, [mm/min] sau [m/s].
ν	= coeficientul lui Poisson la deformăția ν_n , [-].
ν^*	= coeficientul lui Poisson pentru spumă, [-].
ν_b	= coeficientul lui Poisson pe direcția lățimii, [-].
ν_h	= coeficientul lui Poisson pe direcția grosimii, [-].
ρ	= densitatea, [kg/m ³].
ρ^*	= densitatea spumei, [kg/m ³].
ρ_s	= densitatea solidului din care este realizată spuma, [kg/m ³].
ρ^*/ρ_σ	= densitatea relativă a spumei, [-].
ρ_f	= densitatea fețelor pentru o grindă de tip sandwich, [kg/m ³].
ρ_c^*	= densitatea miezului pentru o grindă de tip sandwich, [kg/m ³].
σ	= tensiunea aplicată asupra unui corp fisurat, [MPa].
σ_u	= rezistența maximă, [MPa].
σ_c	= rezistența la compresiune, [MPa].
σ_y	= tensiunea de curgere, [MPa].
σ_{ys}	= rezistența la curgere a solidului din care s-a format spuma, [MPa].
σ_{max}	= tensiunea maximă la încovoiere, [MPa].
σ_p	= tensiunea de platou, [MPa].
σ_f, σ_c	= tensiunea normală în fețe, respectiv miez pentru o grindă de tip sandwich, (cap. 6), [MPa].
σ_1, σ_2	= tensiunile principale din grinda de tip sandwich, [MPa].
σ_{yf}	= rezistența la curgere a materialului feței pentru o grindă de tip sandwich, [MPa].
σ_{yc}^*	= rezistența la curgere a materialului miezului pentru o grindă de tip sandwich, [MPa].
σ_{ys}	= rezistența la curgere a solidului pentru o grindă sandwich, [MPa].
σ_c^*	= rezistența la compresiune a miezului unei grinzi sandwich, [MPa].
σ_g^*	= rezistența unei spume cu celule deschise care conține gaz, [MPa].
σ_{pl}^*	= tensiunea colapsului plastic, [MPa].
σ_{el}^*	= tensiunea colapsului elastic, [MPa].
$(\sigma_p)_1, (\sigma_p)_2, (\sigma_p)_3$	= valorile tensiunilor de vârf funcție de densitate, [MPa].
τ	= tensiunea tangențială, [MPa].
τ_{max}	= tensiunea tangențială maximă, [MPa].

τ_f, τ_c	=	tensiunea tangențială în fețe, respectiv miez pentru o grindă de tip sandwich, [MPa].
M8	=	AlMg1Si0.6
S7	=	AlSi12Mg0.6
G	=	Al 99.6% + 0.4% TiH ₂

1. STADIUL ACTUAL PRIVIND STUDIUL COMPORTĂRII MECANICE A SPUMELOR METALICE

1.1. Prezentarea materialelor celulare metalice

Spumele metalice de aluminiu reprezintă o nouă clasă de materiale, nefamiliare încă multor ingineri. Caracterizarea experimentală a spumelor metalice se află într-o continuă evoluție, această evoluție se datorează utilizării spumelor metalice în cadrul tot mai multor aplicații. Producerea acestor materiale implică utilizarea unor procese tehnologice noi aflate într-o continuă dezvoltare. Datorită acestei dezvoltări continue legate de procesul tehnologic de producere se poate spune că această nouă clasă de materiale nu este încă caracterizată complet din punct de vedere mecanic. Determinarea proprietăților mecanice este necesară pentru a înțelege cum aceste materiale celulare ar putea fi folosite în aplicațiile ingineresti. Din punct de vedere economic, comparativ cu multe alte materiale, aceste materiale reprezintă o clasă importantă între materialele ingineresti [Ashby și alții (2000), Banhart (2006)]. Spumele metalice au cunoscut o dezvoltare considerabilă în ultimii 15 ani atât din punct de vedere tehnologic, îndeosebi obținerea unor caracteristici mecanice tot mai performante. Astfel utilizarea acestor materiale a cunoscut o diversificare considerabilă de la industria constructoare de automobile (exemplu umplerea barelor metalice de rigidizare cu spume metalice pentru creșterea capacității de absorbție a energiei în caz de impact), industria feroviară, până în domeniul construcțiilor civile (panouri și corpuri de încălzire confecționate din spume metalice). În acest capitol se vor introduce pe scurt: tehnologia de fabricare a spumelor metalice, proprietățile lor și domeniul de aplicabilitate al acestora.

Scurt istoric privind evoluția, producerea și aplicabilitatea spumelor metalice:

- în anul 1925 apare pentru prima dată menționat conceptul de spumă metalică, menționare făcută de M.A. De Meller în cadrul unui patent francez.
- în anul 1951 se propune de către John C. Elliott utilizarea TiH_2 sau ZrH_2 ca agenți de formare.
- în anul 1967 J.A. Ridgway face primele precizări despre importanța menținerii temperaturii constante în timpul procesului de producere al spumelor metalice.
- în anul 1983 apare și primul articol care înglobează toată munca de cercetare și dezvoltare a spumelor metalice, G.J. Davies, S. Zhen, *Metallic foams: their production, properties and applications*, Journal of Materials Science, 1983, 18: p. 1899-1911.
- Începând cu anul 1990 spumele metalice încep să fie văzute ca viitoare produse comerciale, preluând denumiri ca Alporas, Cymat, Foamcarp, MetComb, Alcan, Hydro.
- În anul 2000 Simancik F. ș.a. de la Academia Slovacă de Științe din Bratislava propun varianta comercială de ALULIGHT.

1.2. Tehnologia de fabricare a spumelor metalice

La momentul actual există multe metode și procedee de a produce spume metalice, aceste metode putând fi clasificate în funcție de materialul de bază utilizat, astfel se pot utiliza metale lichide, metale sub forma pulberilor, metale sub formă de vapori și ioni de metal. Aproape orice material poate fi elaborat sub formă de spumă. În acest subcapitol se prezintă pe scurt tehnologia de fabricare a spumelor metalice, contribuții importante în dezvoltarea tehnologiilor de fabricare a spumelor metalice s-au realizat după anii 1980. Această dezvoltare din punct de vedere tehnologic a venit ca urmare a utilizării tot mai frecvente a spumelor metalice în diverse aplicații [Ashby (1983), Gibson și Ashby (1997), Banhart (2006)].

Spumele metalice studiate în cadrul acestei lucrări au fost produse la Academia Slovacă de Științe din Bratislava, materialul de bază fiind aluminiul sub forma pulberilor, iar ca agent de formare se utilizează TiH_2 . Producerea spumelor metalice de aluminiu la Academia Slovacă de Științe din Bratislava a început în anul 1994, iar în anul 2000 utilizând materialul de bază sub forma pulberilor propun varianta comercială Alulight, variantă comercială utilizată și astăzi cu mare succes în foarte multe aplicații.

În figura 1.1 este prezentat întreg procesul tehnologic de fabricare al spumelor metalice pe baza materialelor de bază și de formare sub forma pulberilor. Etapele de fabricare ale unei spume metalice de aluminiu sunt:

- Alegerea materialului de bază (Al) și agentul de formare (TiH_2)
- Procesul de amestecare a celor două componente
- Compactarea amestecului pentru obținerea precursorilor
- Introducerea în cuptor, minim 30 de minute la $600^\circ C$
- Obținerea produsului finit, spuma metalică de aluminiu.

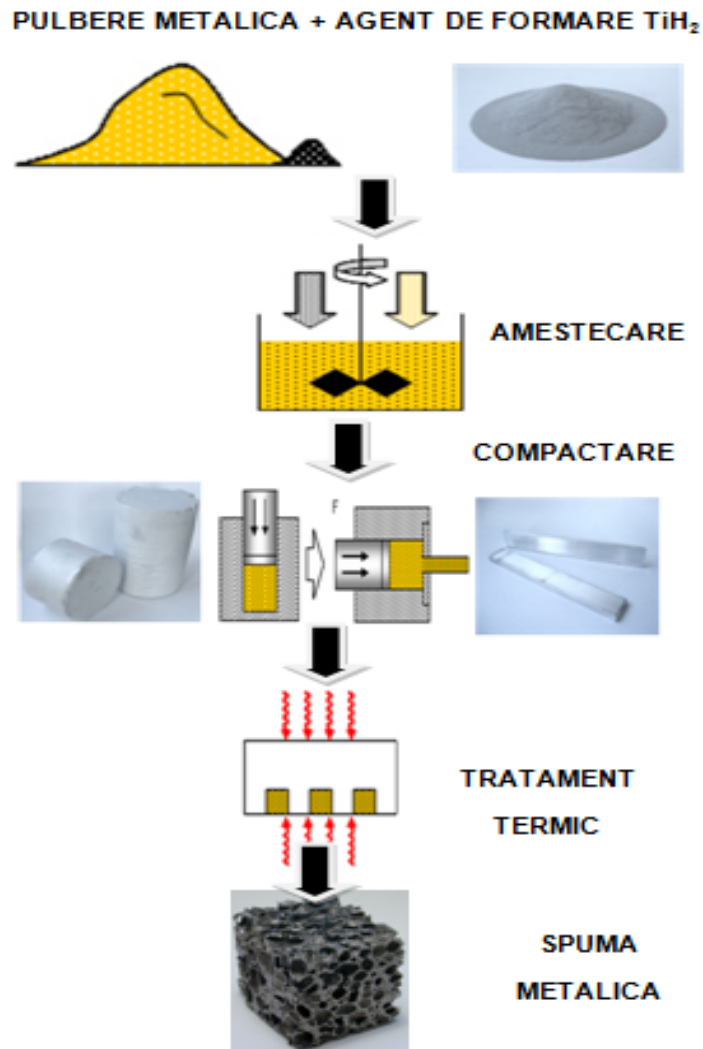


Fig. 1.1. Procesul tehnologic de fabricare al spumelor metalice de aluminiu.

1.3. Proprietățile materialelor celulare de tipul spumelor metalice

Obținerea unor spume metalice cu proprietăți diferite a condus la diversificarea aplicațiilor spumelor metalice în inginerie. Spumele metalice au proprietăți fizice, mecanice și termice care pot fi determinate utilizând aceleași metode ca și în cazul solidelor cu densitate ridicată [Ashby și alții (2000), Davis (1983)]. În cazul materialelor celulare de tipul spumelor metalice din aluminiu,

densitatea joacă un rol, în mai toate aplicațiile ea trebuie cunoscută pentru a utiliza spuma metalică cât mai eficient.

Pe lângă proprietățile elastice, modulul de elasticitate longitudinal (E), modulul de elasticitate transversal (G), coeficientul de amortizare (Q^{-1}) și Coeficientul lui Poisson (ν), atât de necesare în proiectare sau în analiza numerică, mai apare o proprietate specifică doar materialelor celulare și anume energia de absorbție. În foarte multe aplicații este necesară cunoașterea capacității de a absorbi energie la impact de către spumele metalice din aluminiu, astfel în industria fabricării automobilelor sau industria feroviară cunoașterea acestei proprietăți este vitală pentru siguranța pasagerilor la impact.

O altă aplicație unde pot fi utilizate spumele metalice din aluminiu este în domniul construcțiilor, cu rol de încălzire sau răcire spațiilor, fapt ce a dus la studierea tot mai mult a conductivității termice și a coeficientului expansiune termică, proprietăți necesare în proiectarea unor structuri de tipul pereților unei camere.

Proprietățile materialelor de tipul spumelor metalice care sunt folosite cel mai frecvent în aplicațiile ingineresti sunt prezentate în tabelul 1.1.

Tabelul 1.1. Proprietățile materialelor de tipul spumelor metalice

Proprietate	Simbol	Unitatea de măsură
Densitatea	ρ	kg/m^3
Modulul de elasticitate	E, G, K	MPa
Coeficientul lui Poisson	ν	-
Rezistența la forfecare	σ_t	MPa
Coeficient de amortizare	Q^{-1}	-
Rezistența la compresiune/tracțiune	σ_c	MPa
Energia de absorbție	W/V	MJ/m^3
Rezistența la încovoiere	σ_b	MPa
Rezistența maximă	σ_u	MPa
Conductivitatea termică	λ	W/mK
Coeficientul de expansiune termică	α	K^{-1}

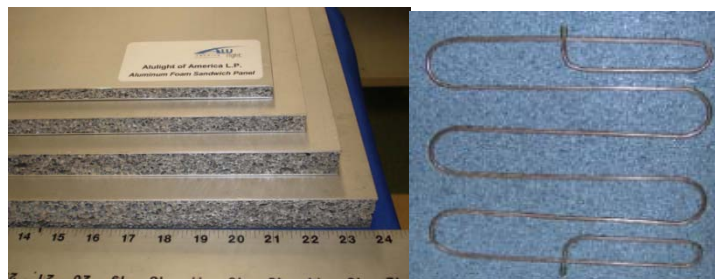
1.4. Domeniul de aplicabilitate al spumelor metalice

Aplicațiile tot mai frecvente în inginerie pentru spumele metalice se datorează proprietăților care nu pot fi prea ușor acoperite de către celelalte tipuri de materiale cu densitate ridicată. Densitatea scăzută permite o proiectare ușoară a componentelor rigide asemenea structurilor de tip sandwich și a altor structuri [Schwartz și alții (1998), Banhart (2006)].

Principalele domenii de aplicabilitate ale utilizării materialelor celulare de tipul spumelor metalice de aluminiu sunt:

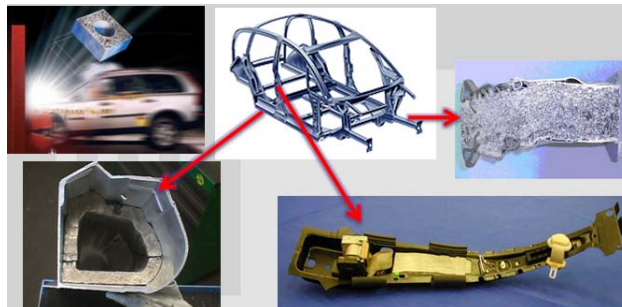
- în industria de producătoare de automobile.
- în industria feroviară.
- în construcții (pereții unei camere) cu rol de încălzire sau răcire spațiilor.

În figura 1.2 sunt prezentate o serie de aplicații ale utilizării spumelor metalice, putând fi utilizate ca: miez în structurile compozite de tip sandwich (a), pereți ai unei camere cu rol de încălzire sau răcire (b), elemente de rigidizare în industria producătoare de automobile (c) și în industria feroviară (d) cu rol de protecție, au capacitate mare de absorbție a energiei la impact ducând astfel la protecția pasagerilor.



a)

b)



c)



d)

Sursa: Academia Slovacă de Științe

Fig. 1.2. Aplicații ale spumelor metalice în industrie.

1.4 - Domeniul de aplicabilitate al spumelor metalice²¹

În acest capitol se prezintă un scurt istoric al evoluției producerii spumelor metalice de aluminiu, se prezintă tehnologia de fabricare a spumelor metalice produse de Academia Slovacă de Științe din Bratislava (SAS), sunt prezentate principalele proprietăți elastice și mecanice ale materialelor celulare de tipul spumelor metalice, evidențiind rolul important al densității asupra acestora, sunt prezentate o serie de aplicații în care sunt utilizate materialele celulare de tipul spumelor metalice de aluminiu. În urma celor prezentate mai sus, în special a proprietăților elastice și mecanice a spumelor metalice de aluminiu, dar și a utilizării lor într-o serie de aplicații legate strict de siguranța pasagerilor se poate concluziona că acest tip de materiale pătrunde tot mai mult pe piață cu tendința de a înlocui materiale convenționale.

2. DETERMINAREA PROPRIETĂȚILOR ELASTICE ȘI MECANICE ALE SPUMELOR METALICE DE ALUMINIU

Pentru a răspunde noilor cerințe legate de procesul tehnologic de fabricare și utilizarea spumelor metalice în cadrul tot mai multor aplicații, caracterizarea experimentală a spumelor metalice din aluminiu a continuat de-a lungul timpului cu studiul influenței anumitor factori, de exemplu, influența densității, temperaturii, influența compoziției, influența învelișului, vitezei de încărcare, planului de formare, umidității și a altor factori care afectează structura celulară a spumelor metalice.

Materialele celulare de tipul spumelor metalice de aluminiu sunt utilizate sub formă de panouri de tip sandwich în industria aerospațială, constructoare de mașini, construcțiilor și în multe alte aplicații. Această utilizare largă este dată de structura lor celulară care prezintă capacități deosebite de absorbție a energiei de impact și de asemenea au o greutate relativ redusă comparativ cu alte materiale care prezintă aceleași caracteristici mecanice.

Analiza experimentală în acest capitol s-a realizat pe spume metalice de aluminiu produse la Academia Slovacă de Științe din Bratislava (SAS) în cadrul unui proiect de cooperare bilaterală. În figura 2.1 este prezentată schema de principiu a întregului program experimental.

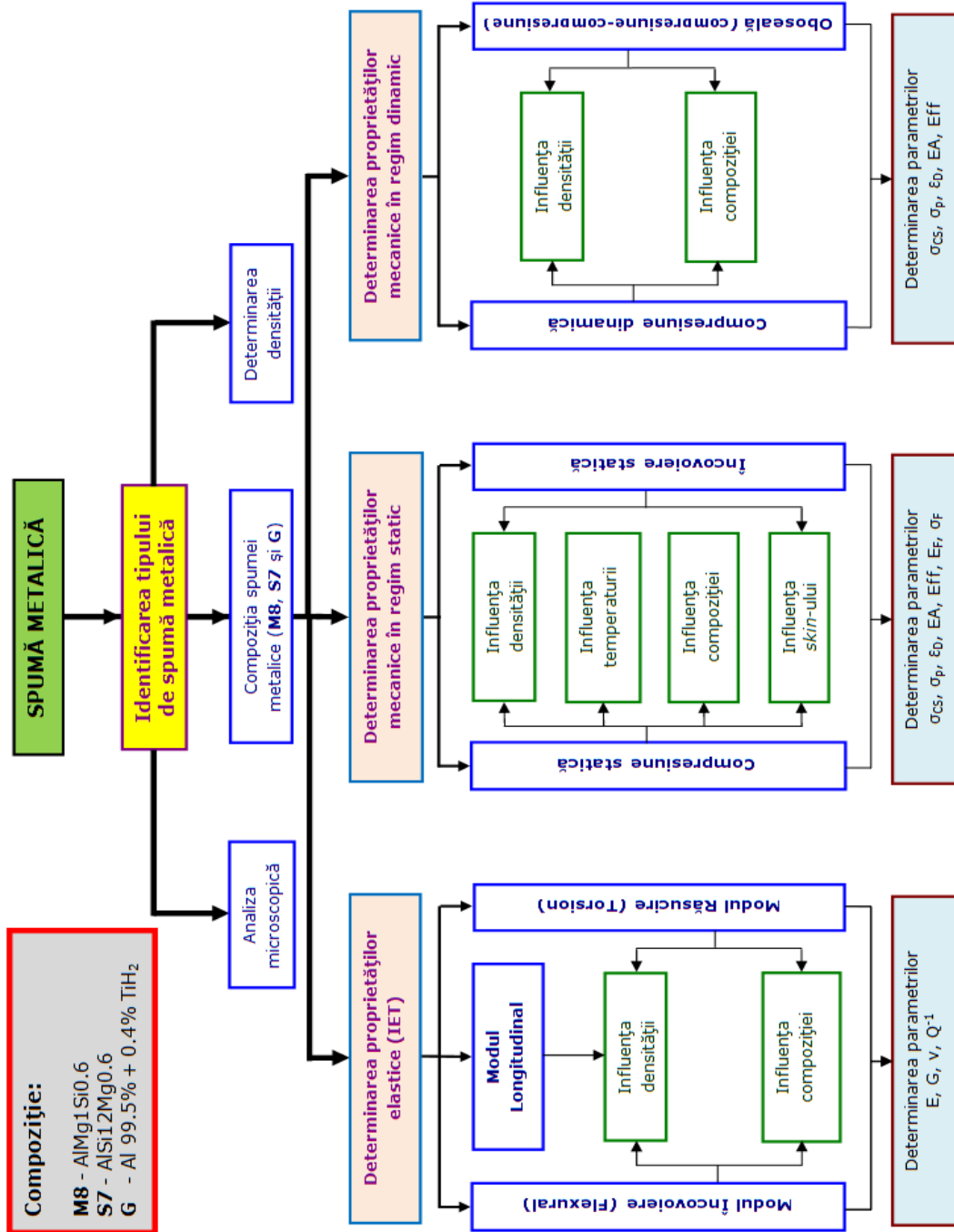


Fig. 2.1 Schema de principiu a întregului program experimental.

2.1 Identificarea tipului de spumă metalică

Identificarea tipului de spumă metalică utilizat în programul experimental se face prin stabilirea compoziției, analiza microscopică și determinarea densității. În cadrul programului experimental au fost testate trei tipuri de spume metalice cu următoarele compoziții:

- M8 – AlMg1Si0.6
- S7 – AlSi12Mg0.6
- G – Al 99.6% + 0.4% TiH₂

De menționat că în cadrul acestei teze se vor utiliza doar acronimele aferente fiecărui tip de spumă metalică (M8, S7, G).

În figura 2.2 este prezentată structura celulară pentru spumele metalice utilizate în cadrul programului experimental. Se poate observa din această figură că structura celulară a spumele metalice studiate este formată din celule închise.

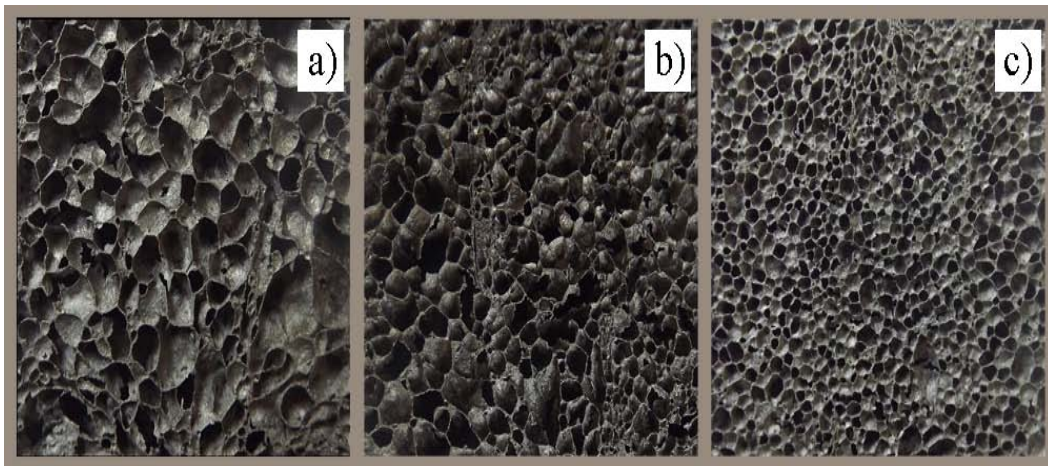


Fig. 2.2. Structura celulară a spumelor metalice studiate. a) - S7, b) - M8, c) - G

Densitatea este o mărime fizică folosită pentru descrierea materialelor și este definită ca masa unității de volum. Astfel, densitatea unui corp este egală cu raportul dintre masa și volumul său.

Relația de calcul a densității este următoarea:

$$\rho = \frac{m}{V} = m \times V^{-1} \quad (2.1)$$

Unitatea de măsură a densității în SI este raportul dintre unitatea de măsură a masei (kilogram) și unitatea de măsură a volumului (metru cub), deci este kilogram pe metru cub, kg/m³.

$$\langle \rho \rangle = \langle d \rangle = 1 \frac{kg}{m^3} = 1 kg \times m^{-3} \quad (2.2)$$

2.2 - Determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice de aluminiu25

În cadrul acestui program experimental determinarea greutateii probelor s-a realizat utilizând un cântar electronic de laborator, Sartorius GD 503 Class Balance, figura 2.3.

Volumul probelor s-a determinat prin măsurarea celor trei dimensiuni cu ajutorul unui șubler digital de precizie de 0.01 mm.

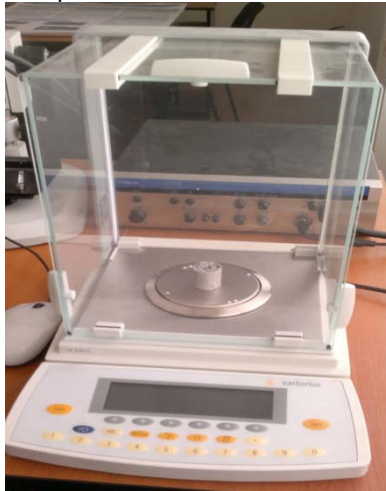


Fig. 2.3. Cântar electronic de laborator pentru determinarea greutateii probelor.

2.2 Determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice de aluminiu utilizând metoda excitării prin impuls

Această metodă permite măsurarea frecvențelor de rezonanță fundamentale pentru epruvete ce au o geometrie bine definită prin excitarea lor mecanică printr-o singură lovitură aplicată cu un instrument de impuls. Un senzor, care poate fi unul de contact (accelerometru) sau unul fără contact (microfon), detectează vibrațiile mecanice ale epruvetei și le transformă în semnal electric. Semnalul electric este analizat iar frecvența de rezonanță fundamentală este izolată și măsurată de un analizor de semnal, astfel că frecvența de rezonanță fundamentală adecvată, dimensiunile și masa epruvetei sunt utilizate pentru determinarea proprietăților elastice: modulul de elasticitate longitudinal (E), modulul de elasticitate transversal (G), coeficientul lui Poisson (ν) și pentru determinarea proprietăților de amortizare (Q^{-1}). [ASTM E 1876-01, Banhartși alții (1996), Sevostianov și alții (2006), Kováčik (2002)].

2.2.1 Descrierea dispozitivului, modului de rezemare și a epruvetelor utilizate

Pentru determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice a fost utilizat dispozitivul Resonant Frequency and Damping Analyzer (RFDA basic) produs de firma IMCE, Genk, Belgia, acesta fiind un dispozitiv de testare nedistructiv.

2.2.1.1 Prezentarea dispozitivului RFDA basic și a principiului de măsurare

În figura 2.4 este prezentat dispozitivul RFDA basic, principiul de măsurare este unul simplu și conține trei pași:

- poziționarea epruvetei pe suportul de rezemare și producerea unui impuls mecanic
- detectarea vibrațiilor
- analizarea semnalului

Poziționarea epruvetei se face pe un suport de rezemare format dintr-un cadru metalic și fire de nailon, producerea impulsului mecanic se realizează cu ajutorul unei bile de oțel cu diametrul de 6 mm lipită pe o tija de plastic lungă de 100 mm. Pentru detectarea vibrațiilor se pot utiliza trei tipuri de traductori: senzor piezoelectric (contact), microfon (fără contact) și vibrometru laser (fără contact).

Analizarea semnalului începe odată cu detectarea vibrațiilor mecanice de către traductor, acestea fiind transformate într-un semnal electric care este trimis la calculator unde programul de analiză al semnalului este scris în limbajul de programare LabVIEW. [RFDA basic]

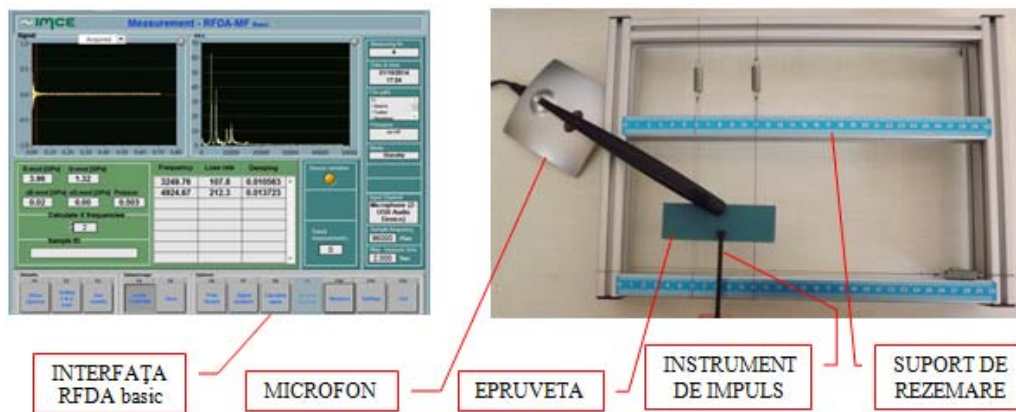


Fig. 2.4. Dispozitivul RFDA basic.

2.2.1.2 Prezentarea tipurilor de epruvete utilizate și a modurilor de rezemare

Pentru determinarea proprietăților elastice cu ajutorul RFDA basic se pot utiliza trei tipuri de epruvete: bare rectangulare, bare cilindrice și discuri (figura 2.5). Pentru fiecare tip de epruvetă utilizată se folosește un anumit mod de rezemare specific.

2.2 - Determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice de aluminiu 27

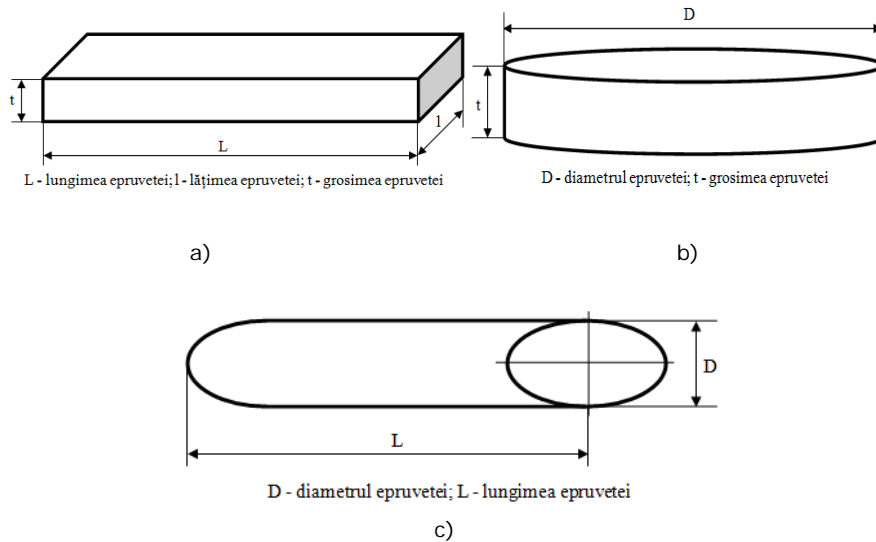


Fig. 2.5. Epruvetele utilizate: Bară rectangulară (a).Epruvetă Disc (b). Bară cilindrică (c).

În cazul utilizării epruvetelor de tipul barelor rectangulare și celor de tipul barelor cilindrice pentru determinarea proprietăților elastice, acestea pot fi rezemate în trei moduri: Încovoiere, Răsucire și Longitudinal (figura 2.6) [Roebben (1997)].

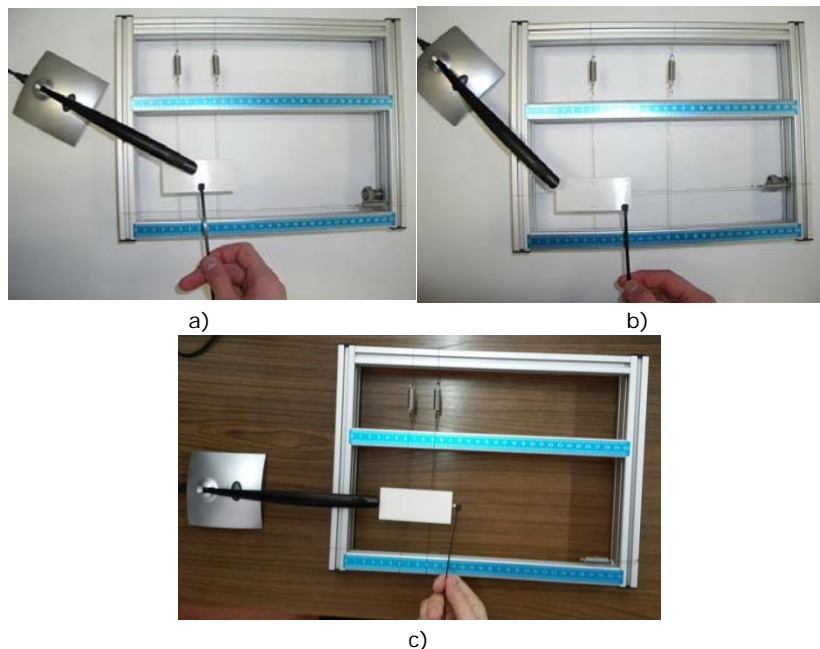


Fig. 2.6. Modurile de rezemare pentru epruveta rectangulară. Modul Încovoiere (a), Modul Răsucire (b) și Modul Longitudinal (c).

Pentru fiecare mod de rezemare relațiile de calcul pentru determinarea proprietăților elastice sunt următoarele:

- Modul Încovoiere
 - Epruvetă de tip bară rectangulară:

$$E = 0.9465 \cdot \left(\frac{m \cdot f_f^2}{l} \right) \cdot \left(\frac{L^3}{t^3} \right) \cdot T_1 \quad (2.3)$$

$$T_1 = 1 + 6.585 \cdot (1 + 0.0752\nu + 0.8109\nu^2) \cdot \left(\frac{t}{L} \right)^2 - 0.868 \cdot \left(\frac{t}{L} \right)^4 - \left[\frac{8.340 \cdot (1 + 0.2023\nu + 2.173\nu^2) \cdot \left(\frac{t}{L} \right)^4}{1 + 6.338 \cdot (1 + 0.1408\nu + 1.536\nu^2) \cdot \left(\frac{t}{L} \right)^2} \right]$$

- Epruvetă de tip bară cilindrică:

$$E = 1.6067 \cdot \left(\frac{L^3}{D^4} \right) \cdot (m \cdot f_f^2) \cdot T_1 \quad (2.4)$$

$$T_1 = 1 + 4.939 \cdot (1 + 0.0752\nu + 2.173\nu^2) \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^2 - 0.4883 \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^4 - \left[\frac{4.691 \cdot (1 + 0.2023\nu + 2.173\nu^2) \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^4}{1 + 4.754 \cdot (1 + 0.1408\nu + 1.536\nu^2) \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^2} \right]$$

unde:

- E – modulul de elasticitate, MPa
- m - masa epruvetei, g
- L - lungimea epruvetei, mm
- D - diametrul epruvetei, mm
- l - lățimea epruvetei, mm
- t - grosimea epruvetei, mm
- f_f - frecvența, Hz
- T_1 - factor de corecție.

2.2 - Determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice de aluminiu 29

- Modul Răsucire
 - Epruvetă de tip bară rectangulară:

$$G = \frac{4 \cdot L \cdot m \cdot f_t^2}{l \cdot t} \left[\frac{B}{(1 + A)} \right] \quad (2.5)$$

$$B = \left[\frac{\frac{l}{t} + \frac{t}{b}}{4 \cdot \left(\frac{t}{l}\right) - 2.52 \cdot \left(\frac{t}{l}\right)^2 + 0.21 \cdot \left(\frac{t}{l}\right)^6} \right]$$

$$A = \left[\frac{0.5062 - 0.8776 \cdot \left(\frac{l}{t}\right) + 0.3504 \cdot \left(\frac{l}{t}\right)^2 - 0.0078 \cdot \left(\frac{l}{t}\right)^3}{12.03 \cdot \left(\frac{l}{t}\right) + 9.892 \cdot \left(\frac{l}{t}\right)^2} \right]$$

- Epruvetă de tip bară cilindrică:

$$G = 16 \cdot m \cdot f_t^2 \left(\frac{L}{\pi \cdot D^2} \right) \quad (2.6)$$

unde:

G – modulul de elasticitate transversal, MPa

m - masa epruvetei, g

L - lungimea epruvetei, mm

l - lățimea epruvetei, mm

t - grosimea epruvetei, mm

D - diametrul epruvetei, mm

f_t - frecvența, Hz

B - factor de corecție

A – factor de corecție dependent de raportul dintre lățimea și grosimea epruvetei.

- Modul Longitudinal

Modulul de elasticitate longitudinal se calculează pentru epruvete rectangulare cât și pentru epruvete cilindrice cu relația:

$$E = \frac{4 \cdot L^2 \cdot f^2 \rho}{10^9} \cdot K \quad (2.7)$$

$$K = 1 + \frac{\pi^2 \cdot v^2 \cdot i^2}{L^2}$$

unde:

E – modulul de elasticitate, MPa

L - lungimea epruvetei, mm

30 Determinarea proprietăților elastice și mecanice ale spumelor metalice de Al - 2

ρ - densitatea epruvetei, g/cm³
 t - grosimea epruvetei, mm
 D - diametrul epruvetei, mm
 f - frecvența, Hz
 K - factor de corecție.

Pentru epruvetele rectangulare $i = \frac{t}{\sqrt{12}}$, iar pentru epruvetele cilindrice $i = \frac{D}{4}$. Pentru ca încercările să fie valide epruvetele trebuie să îndeplinească următoarele condiții geometrice, astfel pentru epruvetele rectangulare raportul $\frac{t}{L} < 0.250$, iar pentru epruvetele cilindrice $\frac{D}{L} < 0.333$.

Determinarea proprietăților elastice pentru epruvetele de tip disc se face prin respectarea unor condiții de geometrie a epruvetei cât și de poziționare a acesteia pe suport, figura 2.7. Astfel raportul dintre diametrul epruvetei și grosime trebuie să fie minim 4, iar pentru o bună precizie de poziționare pe suport diametrul cercului nodal trebuie calculat la 0.681 din diametrul epruvetei [Trepper (2007)].

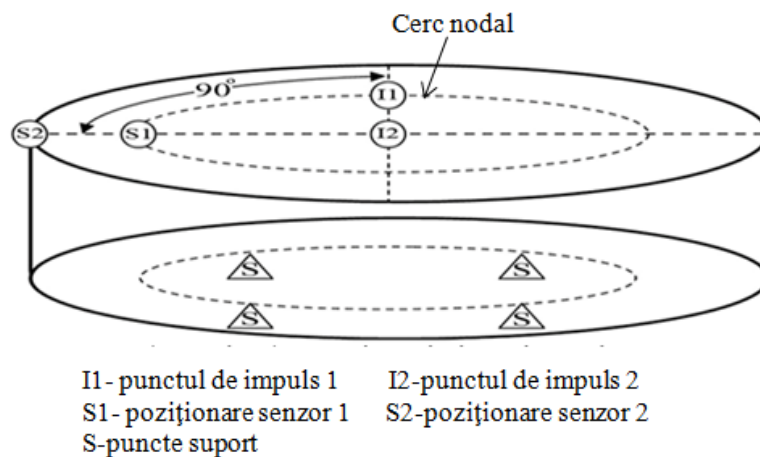


Fig. 2.7. Poziționarea epruvetei de tip disc.

Pentru epruvetele de tip disc coeficientul lui Poisson (ν) se poate calcula direct din valorile determinate experimental ale primei și a doua frecvențe (f_1 și f_2), astfel valoarea coeficientul lui Poisson se poate calcula folosind raportul dintre a doua și prima frecvență (f_2/f_1) corelat cu raportul dintre grosimea și raza epruvetei (t/r). Pentru calculul modului de elasticitate longitudinal (E) este necesară calcularea independentă a două module de elasticitate longitudinale E_1 (ec.2.8) și E_2 (ec.2.9) pentru fiecare dintre cele două frecvențe, iar valoarea finală se calculează din media celor două valori E_1 și E_2 (ec.2.10) [ASTM E 1876-01].

$$E_1 = \frac{[37.6991 \cdot f_1^2 \cdot D^2 \cdot m(1 - \nu^2)]}{K_1^2 \cdot t^3} \quad (2.8)$$

$$E_2 = \frac{[37.6991 \cdot f_2^2 \cdot D^2 \cdot m(1 - \nu^2)]}{K_2^2 \cdot t^3} \quad (2.9)$$

$$E = \frac{E_1 + E_2}{2} \quad (2.10)$$

2.2.2 Rezultate experimentale

Datorită efectelor de prindere și de deformare plastică a peretilor celulari foarte subțiri, la niveluri scăzute ale tensiunii, nu este recomandată calcularea proprietăților elastice ale spumei de aluminiu din curbatul tensiune-deformație.

Pentru determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice s-a utilizat dispozitivul RFDA basic, un dispozitiv de testare nedistructivă.

Condiții de testare:

- Temperatura 20°C;
- Epruvete rectangulare 90x30x10 mm;
- Epruvete cilindrice 300x25 mm;
- Epruvete disc 60x10mm;
- Două compoziții de spume metalice (M8 și G);
- Două direcții de prelevare a epruvetelor pentru materialul G pentru studiul omogenității structurii.

Testele au fost făcute în conformitate cu standardul ASTM E 1876-01, dimensiunile epruvetelor utilizate respectă condițiile și specificațiile din standard referitoare la geometrie.

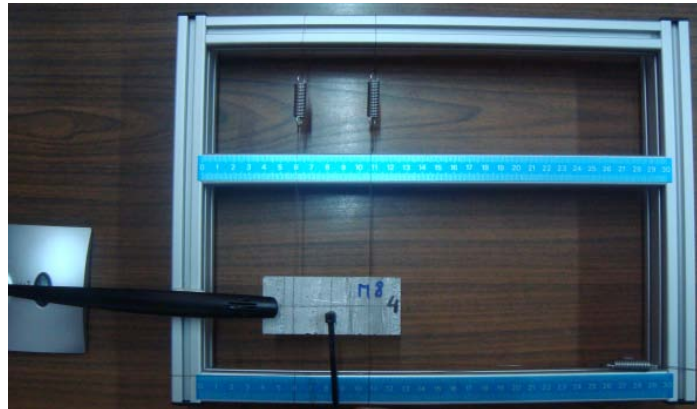
Proprietățile determinate pentru cele două compoziții în acest program experimental sunt:

- Modulul de elasticitate longitudinal (E);
- Modulul de elasticitate transversal (G);
- Coeficientul lui Poisson (ν);
- Coeficientul de amortizare (Q^{-1}).

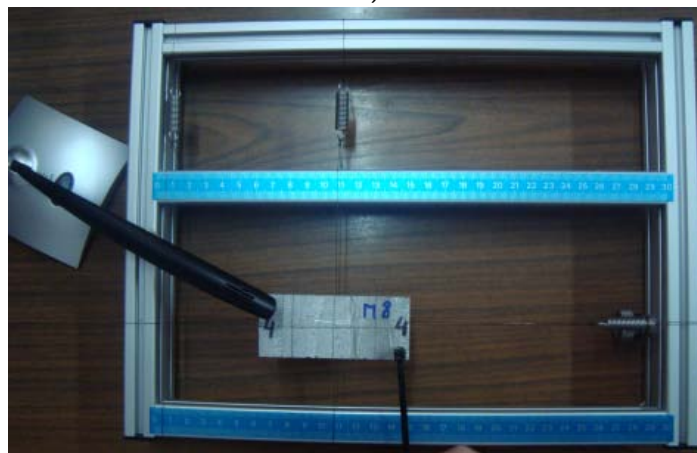
2.2.2.1 Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8 pe epruvete rectangulare

În figura 2.8 este prezentat modul de rezemare, punctul de lovire și poziționarea traductorului pentru epruvetele rectangulare realizate din materialul cu compoziția M8. În Tabelul 2.1 sunt prezentate valorile medii ale modulului de elasticitate longitudinal, modulului de elasticitate transversal și coeficientul de amortizare (ec.2.11), unde f_r [Hz] este frecvența și k [1/s] este parametrul descompunerii exponențiale a componentei de vibrație de frecvență.

$$Q^{-1} = \frac{k}{(\pi \cdot f_r)} \quad (2.11)$$



a)



b)

Fig. 2.8. Modul Încovoiere (a) și Modul Răsucire (b).

Tabelul 2.1 Valorile medii ale proprietăților elastice pentru epruvetele rectangulare realizate din materialul cu compoziția M8

Densitatea [kg/m ³]	Mod rezemare	Frecvența [Hz]	k [1/s]	E [GPa]	G [GPa]	Q ⁻¹
500	Încovoiere	4775	65.82	5.77	-	0.00439
	Răsucire	5864	32.04	-	2.05	0.00174
520	Încovoiere	4490	51.46	6.01	-	0.00365
	Răsucire	5982	29.92	-	2.28	0.00159
560	Încovoiere	4557	41.58	6.36	-	0.00291
	Răsucire	5754	25.94	-	2.32	0.00143
600	Încovoiere	4618	39.74	7.39	-	0.00274
	Răsucire	6085	25.76	-	2.42	0.00135

În conformitate cu rezultatele prezentate în Tabelul 2.1, în figura 2.9 este prezentată variația modului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă.

În figura 2.10 se prezintă variația modului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă, iar figura 2.11 prezintă variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru cele două tipuri de rezemare [Voiconi și alții (2014)].

Se observă că modulul de elasticitate longitudinal, modulul de elasticitate transversal cresc odată cu creșterea densității, pe când coeficientul de amortizare prezintă o descreștere semnificativă odată cu creșterea densității pentru modul Încovoiere, iar pentru modul Răsucire prezintă o valoare aproape constantă.

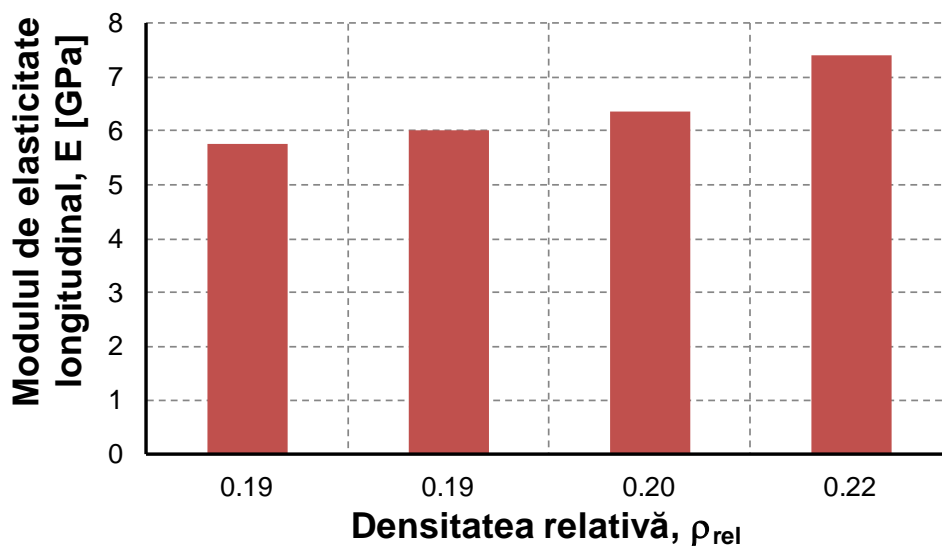


Fig. 2.9. Variația modului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția M8

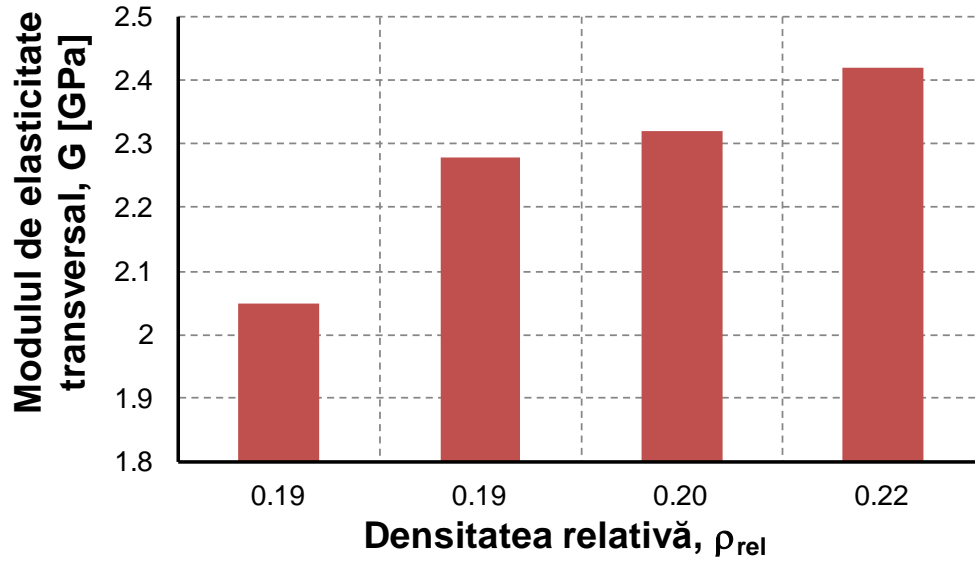


Fig. 2.10. Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția M8

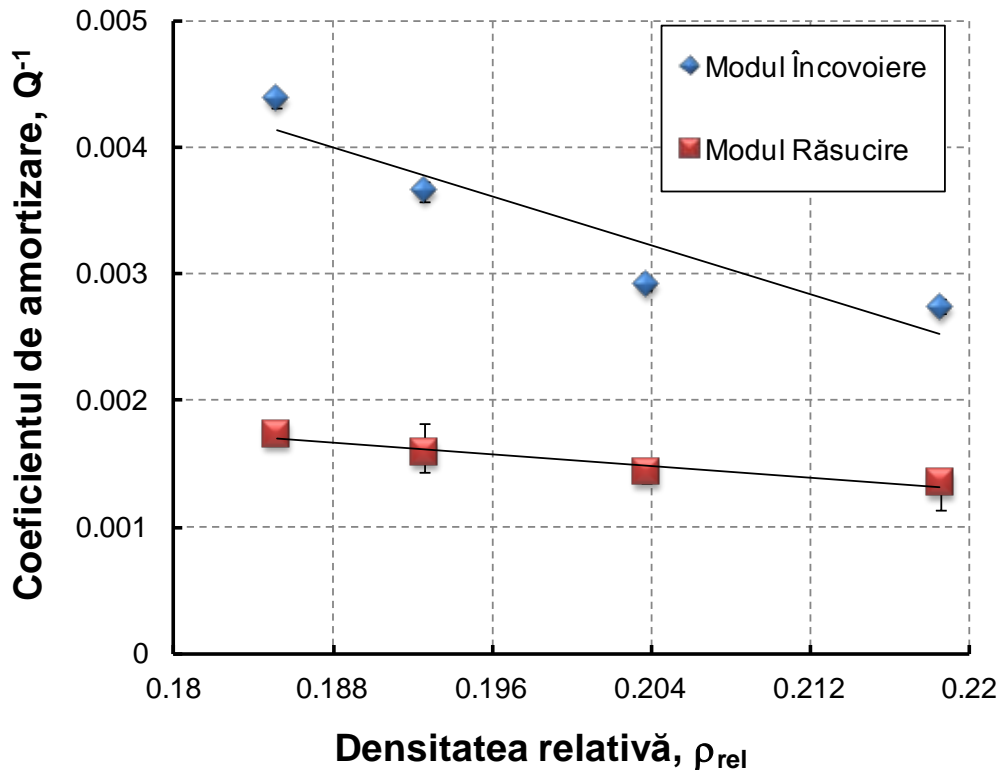


Fig. 2.11. Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică M8 în cazul celor două tipuri de rezemare.

2.2.2.2 Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8 pe epruvete cilindrice

În figura 2.12 este prezentat modul de rezemare, punctul de lovire și poziționarea traductorului pentru epruvetele cilindrice realizate din materialul M8.



Fig. 2.12. Modul Longitudinal

În Tabelul 2.2 sunt prezentate valorile medii ale modulului de elasticitate longitudinal și coeficientul de amortizare. În figura 2.13 se prezintă variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă.

Tabelul 2.2 Valorile medii ale proprietăților elastice pentru epruvetele cilindrice realizate din materialul cu compoziția M8

Densitatea [kg/m ³]	Frecvența [Hz]	k [1/s]	E [GPa]	Q ⁻¹
459	4758.4	16.18	3.74	0.00108
476	4884.612	13.83	4.02	0.000904
488	5010.824	11.48	4.30	0.000727
502	4646.254	10.92	5.54	0.000949
524	5049.974	14.52	6.02	0.000915
572	5192.23	14.94	6.164	0.000917
612	5232.084	13	7.53	0.000791
815	5260.308	15.64	8.12	0.000947

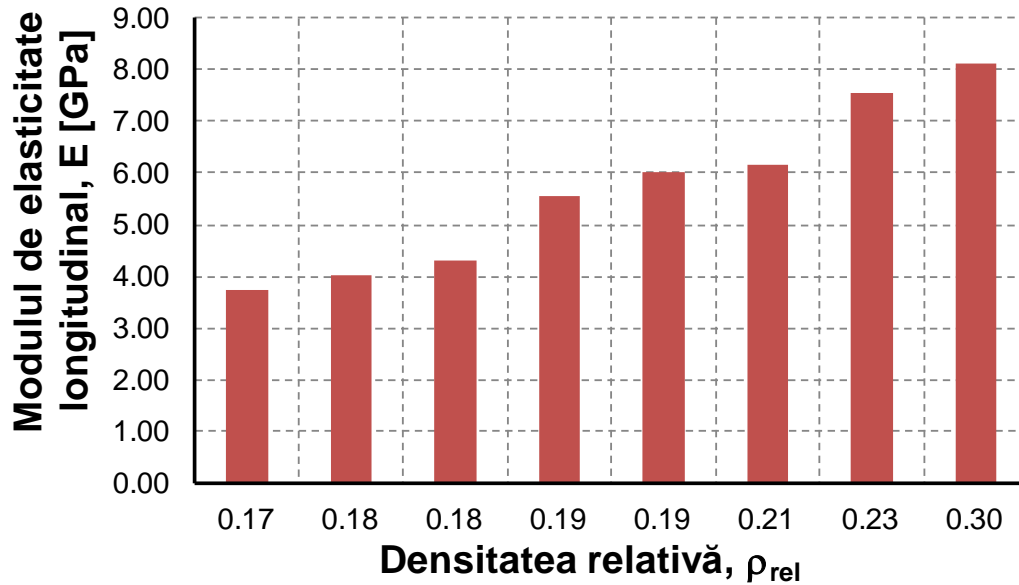


Fig. 2.13. Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția M8

2.2.2.3 Comparație între rezultatele experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8

În figura 2.14 este prezentată variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru cele două tipuri de epruvete utilizate (rectangulare și cilindrice) pentru spuma metalică cu compoziția M8, în figura 2.15 este prezentată variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă, comparațiile sunt în conformitate cu rezultatele experimentale prezentate în tabelul 2.1 și tabelul 2.2.

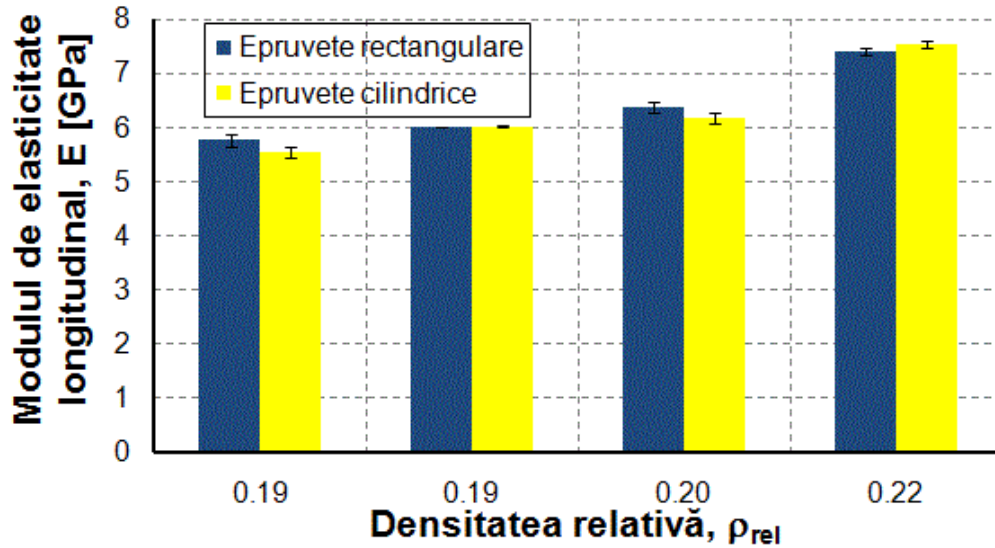


Fig. 2.14. Variația modului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică M8

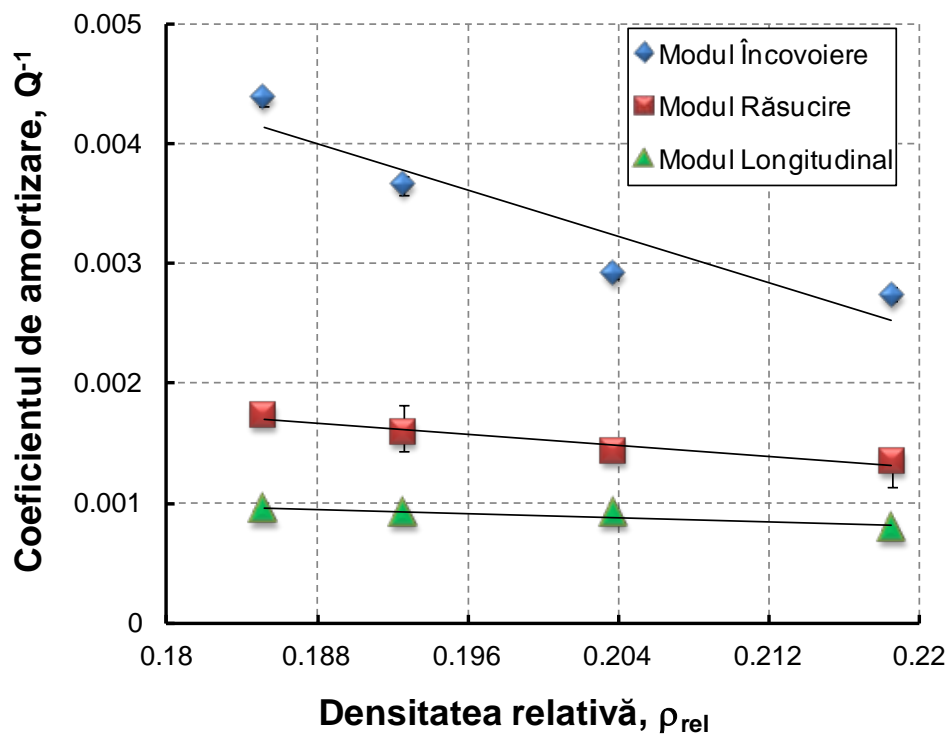


Fig. 2.15. Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică M8

2.2.2.4 Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția G pe epruvete rectangulare

În figura 2.16 este prezentat modul de prelevare a epruvetelor pentru studiul omogenității structurii spumei metalice cu compoziția G. Astfel din fiecare placă cu dimensiunile aproximative 90x90x10 mm au fost prelevate două epruvete de tip bară rectangulară, una pentru fiecare direcție și o epruvetă de tip disc utilizată pentru determinarea Coeficientului lui Poisson. Figura 2.17 prezintă epruvetele de tip bară rectangulară și de tip disc utilizate pentru determinarea proprietăților elastice și a coeficientului de amortizare.

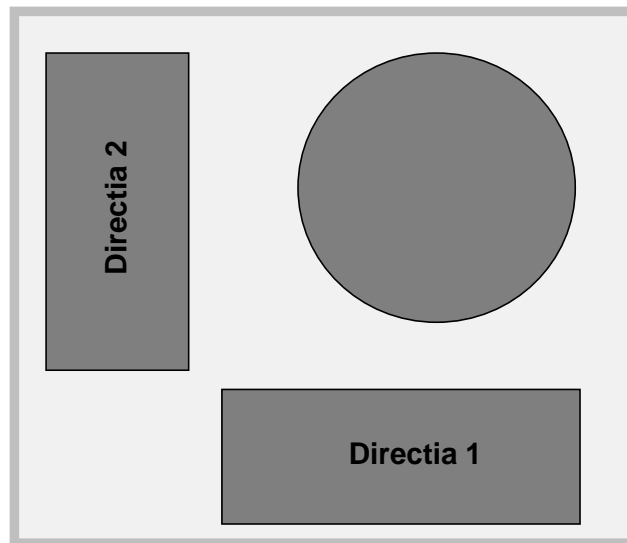


Fig. 2.16. Modul de prelevare a epruvetelor pentru spuma metalică cu compoziția G.

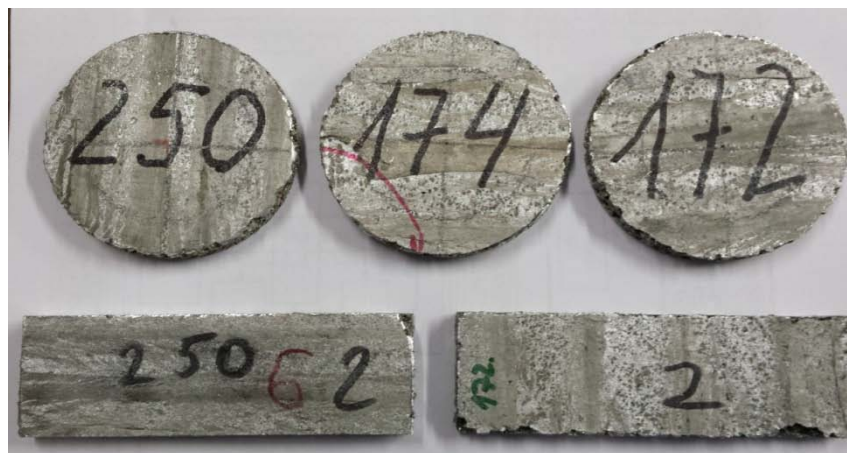


Fig. 2.17. Epruvetele de tip bară rectangulară și de tip disc pentru spuma metalică cu compoziția G.

2.2 - Determinarea proprietăților elastice ale spumelor metalice de aluminiu 39

Epruvetele de tip bară rectangulară au fost solicitate în modul Încovoiere și în modul Răsucire, Figura 2.6. În Tabelul 2.3 sunt prezentate valorile medii ale modulului de elasticitate longitudinal, modulului de elasticitate transversal și coeficientul de amortizare pentru direcția 1 de prelevare a epruvetelor de tip bară rectangulară.

Tabelul 2.3 Valorile medii ale proprietăților elastice pentru epruvetele rectangulare pentru direcția 1 realizate din materialul cu compoziția G

Densitatea [kg/m ³]	Mod rezemare	Frecvența [Hz]	k [1/s]	E [GPa]	G [GPa]	Q ⁻¹
415	Încovoiere	3594.94	135.93	4.4	-	0.01287
	Răsucire	5634.34	147.67	-	1.6	0.03042
475	Încovoiere	3215.05	84.73	4.6	-	0.01257
	Răsucire	5241.91	203.6	-	1.8	0.01267
500	Încovoiere	3372.97	131.4	5.2	-	0.00837
	Răsucire	4947.54	250.70	-	1.6	0.01633
525	Încovoiere	3251.86	79.27	5.3	-	0.00773
	Răsucire	5139.83	142.70	-	1.9	0.00867
560	Încovoiere	3590.74	105.10	6	-	0.00920
	Răsucire	5575.82	213.60	-	2.1	0.011667
680	Încovoiere	3494.94	136.93	6.4	-	0.012667
	Răsucire	4676.81	181.73	-	2.3	0.01233
1100	Încovoiere	3338.26	187.27	11.1	-	0.00767
	Răsucire	5743.71	68.73	-	4.9	0.00377

În conformitate cu rezultatele prezentate în Tabelul 2.3, în figura 2.18 este prezentată variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă. În figura 2.19 se prezintă variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă, iar figura 2.20 prezintă variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă.

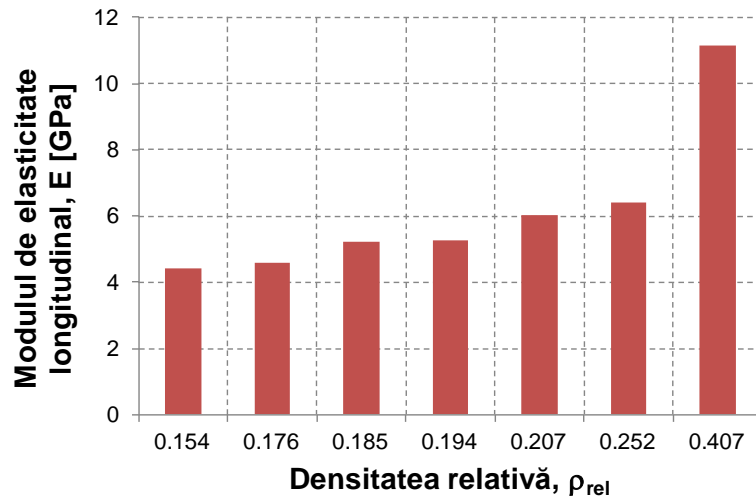


Fig. 2.18. Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G direcția 1

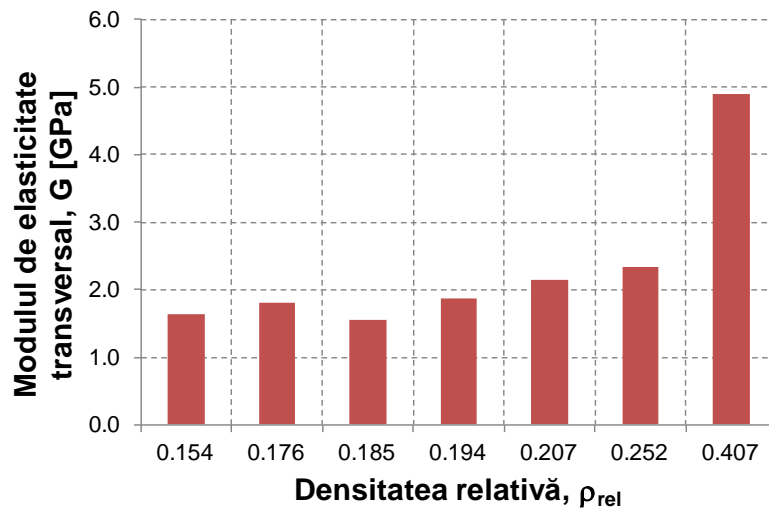


Fig. 2.19. Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G pe direcția 1

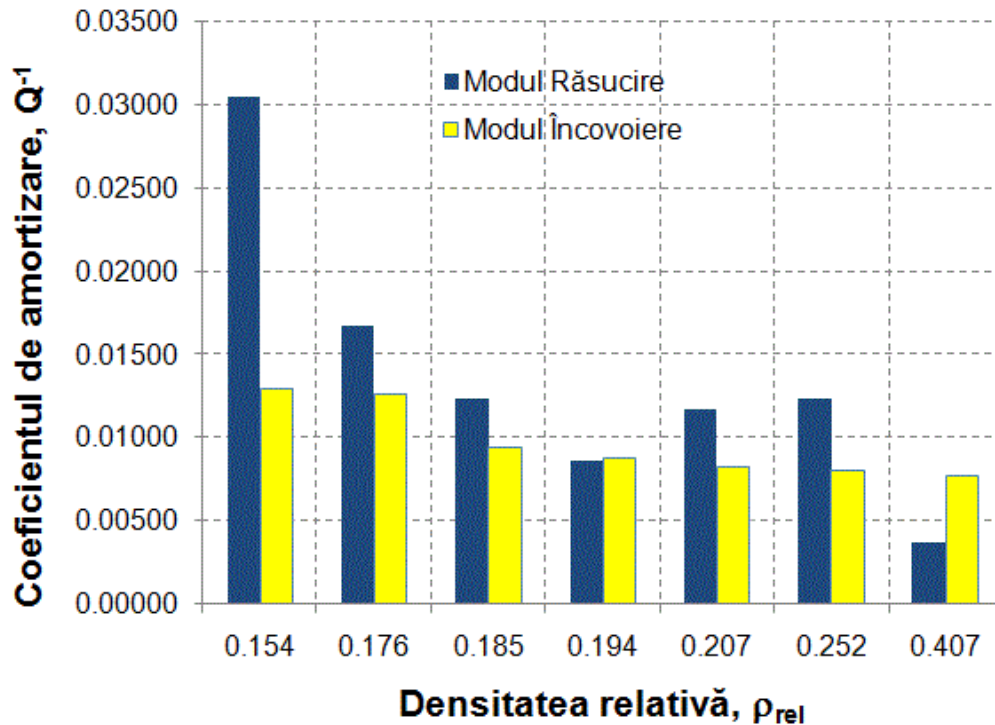


Fig. 2.20. Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică G pe direcția 1

În Tabelul 2.4 sunt prezentate valorile medii ale modulului de elasticitate longitudinal, modulului de elasticitate transversal și coeficientul de amortizare pentru direcția 2 de prelevare a epruvetelor de tip bară rectangulară.

În conformitate cu rezultatele prezentate în Tabelul 2.4, în figura 2.21 este prezentată variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă. În figura 2.22 se prezintă variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă, iar figura 2.23 prezintă variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă.

42 Determinarea proprietăților elastice și mecanice ale spumelor metalice de Al - 2

Tabelul 2.4 Valorile medii ale proprietăților elastice pentru epruvetele rectangulare pentru direcția 2 realizate din materialul cu compoziția G

Densitatea [kg/m ³]	Mod rezemare	Frecvența [Hz]	k [1/s]	E [GPa]	G [GPa]	Q ⁻¹
415	Încovoiere	3266.62	105.33	5.1		0.01310
	Răsucire	5657.34	138.67		1.6	0.02942
475	Încovoiere	3358.13	141.8	5.5		0.01210
	Răsucire	4900.12	198.13		1.75	0.01267
500	Încovoiere	3531.10	61.87	5.6		0.01123
	Răsucire	5317.35	188.47		1.8	0.01217
525	Încovoiere	3588.96	74.67	6.2		0.01100
	Răsucire	5366.47	201.27		2.0	0.0113
560	Încovoiere	3681.18	120.63	6.9		0.00757
	Răsucire	5338.40	338.33		2.1	0.00933
680	Încovoiere	3674.24	82.13	7.5		0.0071
	Răsucire	5469.77	147.30		2.4	0.00833
1100	Încovoiere	4424.49	40.63	14.4		0.00290
	Răsucire	6543.43	119.47		4.8	0.00577

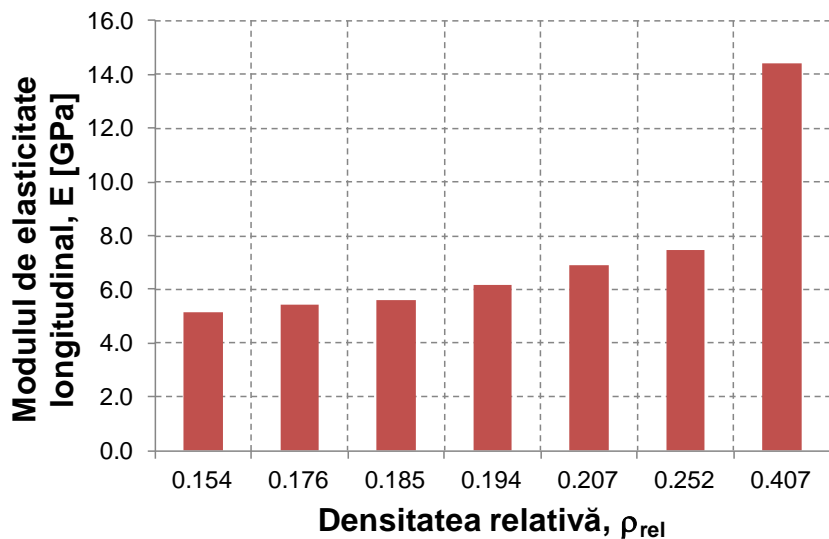


Fig. 2.21. Variația modulului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G direcția 2

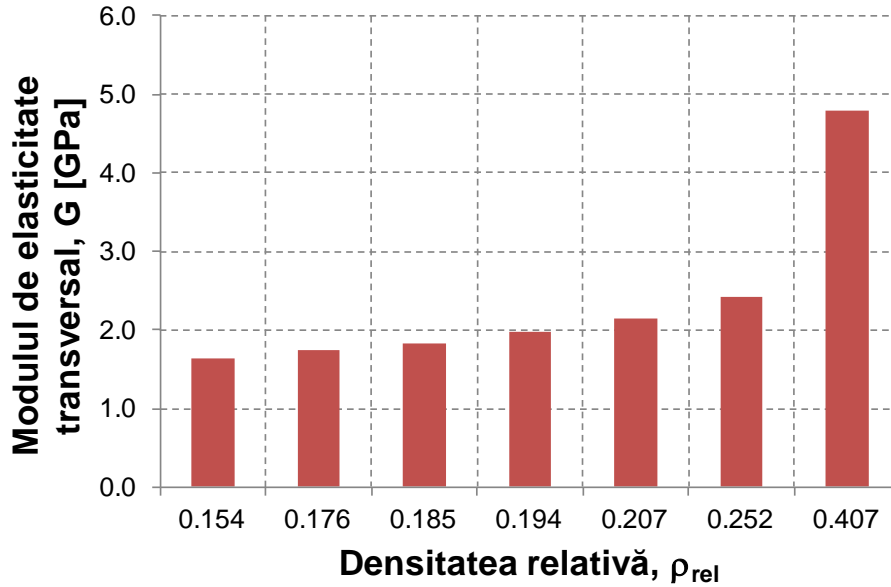


Fig. 2.22. Variația modulului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G pe direcția 2

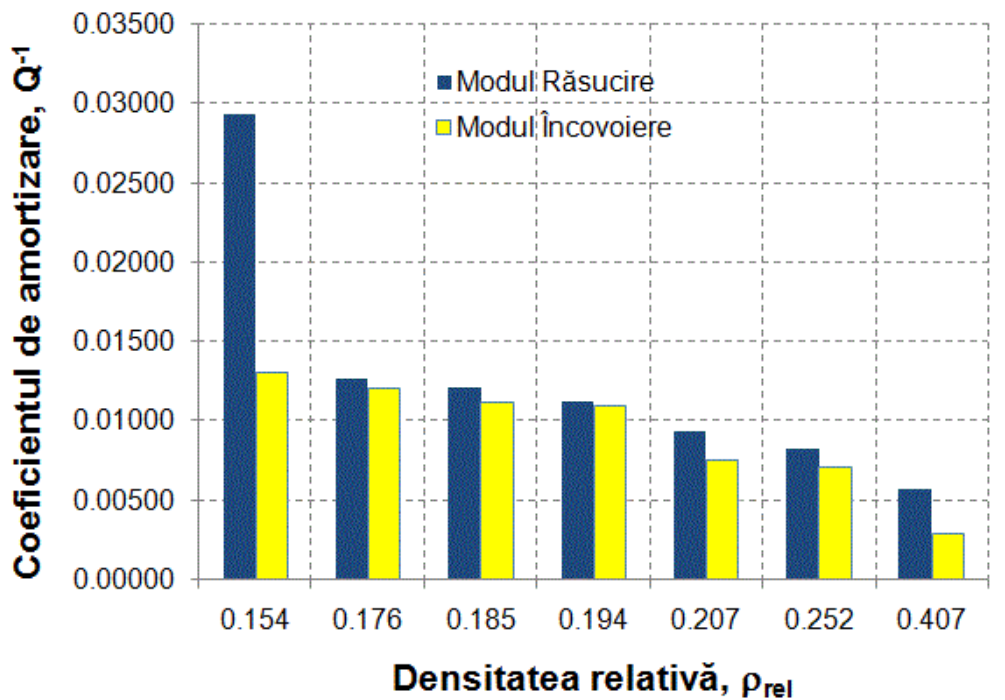


Fig. 2.23. Variația coeficientului de amortizare în funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică G pe direcția 2

În conformitate cu rezultatele prezentate în Tabelul 2.3 și Tabelul 2.4, în figura 2.24 este prezentată comparativ variația modului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru cele două direcții, iar în figura 2.25 se prezintă comparativ variația modului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru cele două direcții. Se poate observa din cele două histograme că valorile modului de elasticitate longitudinal și modului de elasticitate transversal pe direcția 1 față de direcția 2 sunt mai mari, rezultând astfel o lipsă a omogenității structurii spumei metalice de compoziție G.

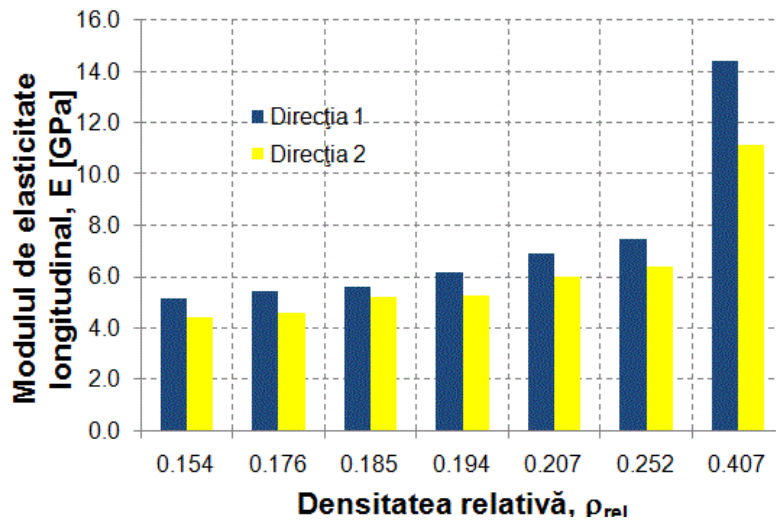


Fig. 2.24. Variația modului de elasticitate longitudinal în funcție de densitatea relativă pentru cele două direcții.

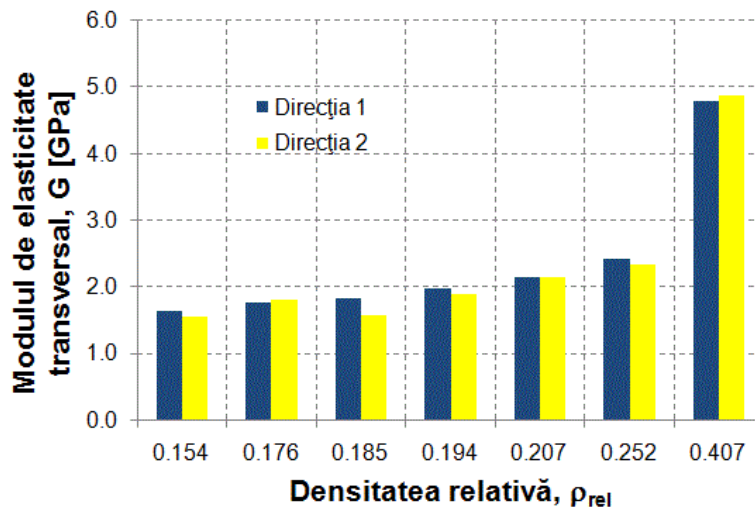


Fig. 2.25. Variația modului de elasticitate transversal în funcție de densitatea relativă pentru cele două direcții.

2.2.2.5 Determinarea coeficientului lui Poisson pentru spuma metalică cu compoziția G pe epruvete de tip disc

În cazul materialelor omogene și izotrope Coeficientul lui Poisson, ν , poate fi determinat cu ajutorul modulului de elasticitate longitudinal, E , și al modulului de elasticitate transversal, G :

$$\nu = \frac{E}{2G} - 1 \quad (2.12)$$

În studiile recente [Kováčik (2008)], a fost propus un model de filtrare care s-a dovedit a fi destul de exact în descrierea dependenței modulului de elasticitate longitudinal și al modulului de elasticitate transversal față de densitatea materialelor celulare. Ecuațiile de filtrare pentru modulului de elasticitate longitudinal și transversal funcție de densitate sunt următoarele:

$$E = E_0 \cdot \left(\frac{\rho_c - \rho}{\rho_c} \right)^{f_E} \quad \text{pentru } \rho \leq \rho_c \quad (2.13)$$

$$G = G_0 \cdot \left(\frac{\rho_c - \rho}{\rho_c} \right)^{f_G} \quad \text{pentru } \rho \leq \rho_c \quad (2.14)$$

unde:

- E – modulul de elasticitate longitudinal al materialului celular
- G – modulul de elasticitate transversal al materialului celular
- ρ – densitatea materialului celular
- E_0 – modulul de elasticitate longitudinal al solidului
- G_0 – modulul de elasticitate transversal al solidului
- ρ_c – prag de filtrare la care E și G devin zero
- f_E – exponentul caracteristic pentru modulul de elasticitate longitudinal al materialului celular
- f_G – exponentul caracteristic pentru modulul de elasticitate transversal al materialului celular

După înlocuirea ecuațiilor 2.13 și 2.14 în ecuația 2.12 se obține:

$$\nu = \frac{E_0}{2G_0} \cdot \left(\frac{\rho_c - \rho}{\rho_c} \right)^{f_E - f_G} - 1 \quad \text{pentru } \rho \leq \rho_c \quad (2.15)$$

Dacă prin raportul $E_0/2G_0$ se determină Coeficientul lui Poisson al materialului solid, ecuația 2.15 se poate simplifica astfel:

$$\nu = (\nu_0 + 1) \cdot \left(\frac{\rho_c - \rho}{\rho_c} \right)^{f_\nu} - 1 \quad \text{pentru } \rho \leq \rho_c \quad (2.16)$$

unde $f_v = f_E - f_G$, reprezintă exponentul caracteristic pentru Coeficientul lui Poisson.

În figura 2.26 este prezentată distribuția Coeficientului lui Poisson funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G.

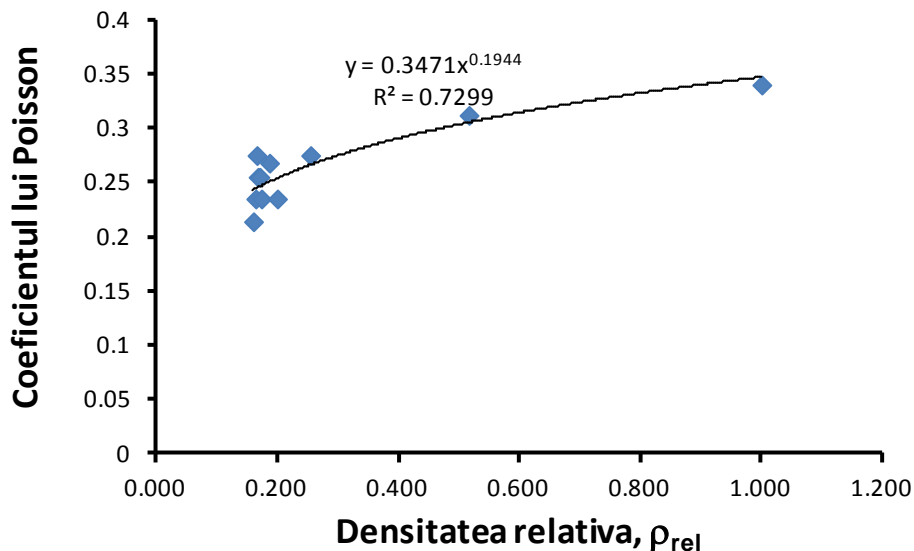


Fig. 2.26. Variația Coeficientului lui Poisson funcție de densitatea relativă pentru spuma metalică cu compoziția G.

2.3 Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static

2.3.1 Proprietățile mecanice ale spumelor cu celule închise: Compresiunea

În cazul materialelor celulare una dintre cele mai importante aplicații o reprezintă utilizarea acestora sub sarcini de compresiune. În acest subcapitol se prezintă comportamentul spumelor metalice la solicitarea de compresiune.

2.3.1.1 Zona liniar-elastică

Caracterizarea comportamentului liniar-elastic al spumelor se face pe baza unui set de constante elastice: modulul de elasticitate longitudinal, E^* , modulul de elasticitate transversal, G^* , modulul volumic, K^* și coeficientul lui Poisson, ν^* .

În figura 2.27 este prezentat schematic mecanismul care contribuie la răspunsul liniar-elastic al spumelor cu celule închise, astfel că muchiile celulei se încovoie și se întind sau comprimă, în timp ce membranele care formează fețele celulei se alungesc, crescând contribuția rigidității peretelui celulei asupra modulului de elasticitate [Gent și Thomas, (1959), (1963); Patel și Finnie, (1970); Lederman,

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static

(1971); Green, (1985); și Christensen, (1986)]. Dacă membranele nu se rup, comprimarea celulelor crește rigiditatea [Linul, (2011)].

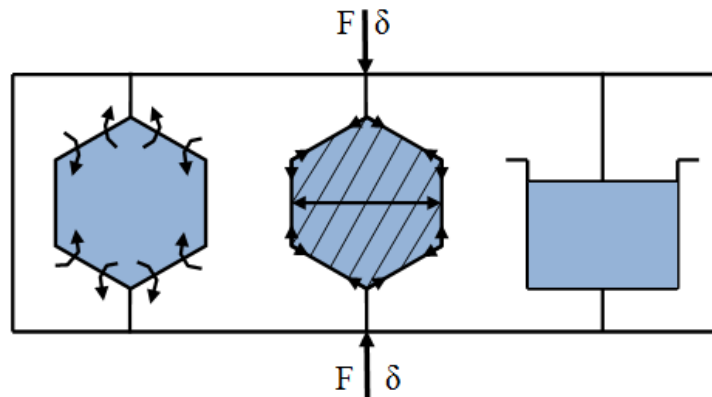
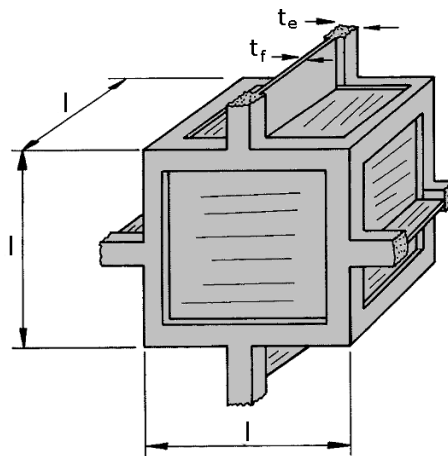


Fig. 2.27. Mecanismul de deformare în spumele cu celule închise

În figura 2.28 este prezentat un model cubic pentru o spumă cu celule închise în care o cantitate (fracțiune), φ de solid este conținută în muchiile celulei, de lungime, l , având grosimea, t_e , se deduce că fracțiunea rămasă în fețe este $(1-\varphi)$, și are grosimea, t_f , [Mills (2007), Gibson și Ashby (1997), Ashby (1983), Saint-Michel (2006)]. Frațiunea φ este dată de ecuația 2.17, iar rapoartele t_e/l și t_f/l sunt legate de densitatea relativă și sunt date de ecuațiile 2.18 și 2.19.



Sursa: Gibson I. Ashby M.: Cellular solid. Structure and properties

Fig. 2.28. Modelul cubic pentru spume cu celule închise

$$\phi = \frac{\frac{\bar{n}f}{2Z_f} l t_e^2}{\frac{\bar{n}f}{2Z_f} l t_e^2 + \frac{f}{2} l^2 t_f} = \frac{t_e^2}{t_e^2 + \frac{Z_f}{n} t_f l} \quad (2.17)$$

Unde \bar{n} , este numărul mediu de muchii pe față unei singure celule, f , este numărul de fețe pentru o singură celulă, iar Z_f este numărul de fețe care se întâlnesc la o muchie.

Pentru cele mai multe spume: $Z_f = 3$; $\bar{n} \approx 5$, $f \approx 14$ și $C_4 \approx 10$, de unde se va obține:

$$\frac{\rho^*}{\rho_s} = 1.2 \left(\frac{t_e^2}{l^2} + 0.7 \frac{t_f}{l} \right) \quad (2.18)$$

$$\frac{t_f}{l} = 1.4(1 - \phi) \frac{\rho^*}{\rho_s} \quad (2.19a)$$

$$\frac{t_e}{l} = 0.93\phi^{1/2} \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{1/2} \quad (2.19b)$$

Modulul de elasticitate pentru spumele cu celule închise este suma celor trei componente prezentate în figura 2.27. Prima componentă este cea de încovoiere a muchiilor celulei, [Gibson și Ashby (1982)] unde modulul se calculează cu ecuația (2.20), înmulțită cu factorul $(0.86\phi)^2$ (ec. 2.19b).

$$\frac{E^*}{E_s} = C_1 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 \quad (2.20)$$

Comprimarea lichidului celulei duce la determinarea termenului secund din ecuația modulului [Gent și Thomas, (1963); Skochdopole și Rubens, (1965)]. Acest termen s-a calculat prin luarea în considerare a unui eșantion de spumă având volumul, V_0 , densitatea relativă, ρ^*/ρ_s , celulele spumei conținând gaz. Dacă eșantionul este deformat prin compresiunea axială ε , volumul lui scade de la V_0 la V :

$$\frac{V}{V_0} = 1 - \varepsilon(1 - 2\nu^*) \quad (2.21)$$

Ca rezultat al compresiunii, gazul conținut în celulă este eliminat din volumul celulei de către muchiile și fețele solidului celulei, volumul scăzând de la V_g^0 la V_g :

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static 49

$$\frac{V_g}{V_g^0} = \frac{1 - \varepsilon(1 - 2\nu^*) - \rho^*/\rho_s}{1 - \rho^*/\rho_s} \quad (2.22)$$

Dacă presiunea inițială a gazului este p_0 (presiunea atmosferică), în urma aplicării deplasării ε , presiunea va deveni p și este dată de relația:

$$pV_g = p_0V_g^0 \quad (2.22)$$

Astfel că tensiunea aplicată trebuie să depășească presiunea dată de următoarea relație:

$$p' = p - p_0 \quad (2.23)$$

Rezultând:

$$p' = \frac{p_0\varepsilon(1 - 2\nu^*)}{1 - \varepsilon(1 - 2\nu^*) - \rho^*/\rho_s} \quad (2.24)$$

A treia componentă din relația modulului rezultă din tensiunile care iau naștere în elementele fețelor celulei, [Patel și Finnie, (1970); Green, (1985); Christensen, (1986)]. În momentul în care spuma cu celule închise este solicitată, încovoierea muchiilor celulei duce la o întindere a fețelor celulei, figura 2.29 [Linul (2011)].

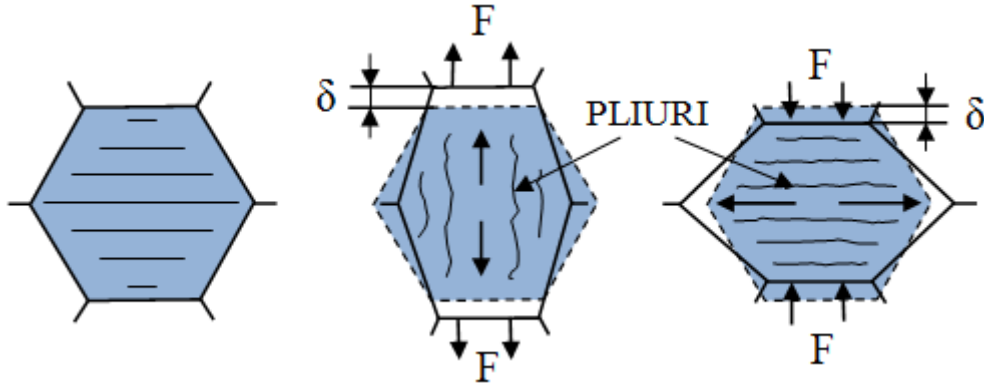


Fig. 2.29. Modul de deformare al fețelor unei spume cu celule închise la o solicitare de tracțiune respectiv compresiune.

În cazul unei structuri liniar-elastice din figura 2.29 se observă că forța care acționează asupra celulei produce asupra muchiilor celulei o deplasare. Lucrul mecanic $\frac{1}{2}F\delta$, este realizat de către forța de revenire care este cauzată de

încovoierea, proporțională cu $\frac{1}{2}S\delta^2$, unde S este rigiditatea muchiei celulei, ($S = E_s l / l^3$) respectiv întinderea celulei, proporțională cu $\frac{1}{2}E_s \varepsilon^2 V_f$, unde ε este deformația cauzată de întindere a feței celulei, iar V_f este volumul de solid din fața unei celule, ($\varepsilon = \delta / l$ și $V_f = l^2 t_f$, unde, temporar, am despărțit grosimea muchiilor, t_e , de cea a fețelor, t_f).

Astfel rezultă:

$$\frac{1}{2}F\delta = \frac{\alpha E_s l \delta^2}{l^3} + \beta E_s \left(\frac{\delta}{l}\right)^2 l^2 t_f \quad (2.25)$$

Utilizând $l \propto t_e^4$ și $E^* = (F/l^2) / (\delta/l)$, obținem:

$$\frac{E^*}{E_s} = \alpha' \frac{t_e^4}{l^4} + \beta' \frac{t_f}{l} \quad (2.26)$$

Înlocuind pe t_e și t_f se obține:

$$\frac{E^*}{E_s} = C_1 \varphi^2 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s}\right) + C_1' (1 - \varphi) \frac{\rho^*}{\rho_s} \quad (2.27)$$

În ecuația 2.27 α , β , α' , β' și C_1' , sunt simple constante de proporționalitate. În această ecuație este descrisă combinația dintre cele două efecte, încovoierea muchiei celulei și întinderea feței celulei. Relației 2.27 i se poate adăuga și relația, $\frac{\rho_0(1 - 2\nu^*)}{E_s(1 - \rho^*/\rho_s)}$, care ține cont de efectul gazului asupra compresinunii. Constantele $C_1 \approx C_1' \approx 1$.

Modulul de elasticitate transversal, G^* , pentru o spumă cu celule închise, asemenea modulului de elasticitate longitudinal este influențat de către întinderea feței celulei, astfel parcurgând un itinerar identic cu cel precedent pentru modulul de elasticitate longitudinal, E^* se obține:

$$\frac{G^*}{E_s} = C_2 \varphi^2 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s}\right)^2 + C_2' (1 - \varphi) \frac{\rho^*}{\rho_s} \quad (2.28)$$

Forfecare pură nu produce modificări de volum, astfel în acest caz presiunea gazului nu are nici o influență asupra modulului de elasticitate transversal.

Coeficientul lui Poisson pentru spume cu celule închise este raportul a două deformații, aceasta depinzând doar de forma celulelor nu și de densitatea relativă.

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static51

După înlocuirea tuturor constantelor de proporționalitate, incluzând tensiunile din elemente, respectiv presiunea gazului se obțin următoarele relații de calcul pentru modulul de elasticitate longitudinal, cel transversal și coeficientul lui Poisson, pentru spumele cu celule închise:

$$\frac{E^*}{E_s} \approx \varphi^2 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right) + (1-\varphi) \frac{\rho^*}{\rho_s} + \frac{p_0(1-2\nu^*)}{E_s(1-\rho^*/\rho_s)} \quad (2.29a)$$

$$\frac{G^*}{E_s} \approx \frac{3}{8} \left\{ \varphi^2 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 + (1-\varphi) \frac{\rho^*}{\rho_s} \right\} \quad (2.29b)$$

$$\nu^* \approx \frac{1}{3} \quad (2.29c)$$

2.3.1.2 Zona neliniar – elastică

Spumele cu celule închise prezintă un colaps elastic în momentul în care are loc o comprimare a lichidului din celule. Acest lucru poate schimba atât tensiunea de colaps, σ_{el}^* , cât și comportamentul post-colaps.

Presiunea inițială a fluidului este considerată p_0 , iar presiunea atmosferică este p_{at} . Dacă p_0 este mai mare decât p_{at} , diferența de presiune $p_0 - p_{at}$ exercită tensiuni asupra muchiilor și fețelor celulei. Ele nu pot flamba decât în momentul în care tensiunea aplicată a depășit atât această tensiune cât și cea cauzată de forța de flambaj asupra muchiilor celulei dată de relația 2.30, astfel încât [Linul (2011)]:

$$\frac{\sigma_{el}^*}{E_s} = 0.05 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 + \frac{p_0 - p_{at}}{E_s} \quad (2.30)$$

În timpul procesului de fabricare al spumelor, de obicei p_0 este aproximativ egală cu p_{at} , în consecință gazul are un efect scăzut asupra inițierii colapsului.

În cazul unei spume cu celule deschise supuse la compresiune, regiunea de platou este aproape orizontală, iar într-o spumă cu celule închise această regiune crește, prezentând o anumită întărire numită și densificare. Principalul motiv al apariției densificării este dat de faptul că în cazul solicitării de compresiune, celulele pline de gaz exercită o anumită presiune asupra pereților celulei, iar aceasta se calculează cu ajutorul relației 2.24.

$$p' = \frac{p_0 \varepsilon (1 - 2\nu^*)}{1 - \varepsilon (1 - 2\nu^*) - \rho^*/\rho_s} \approx \frac{p_0 \varepsilon}{1 - \varepsilon - \rho^*/\rho_s} \quad (2.31)$$

Această aproximare este posibilă deoarece în zona post-colaps: $\nu^* \approx 0$.
Curba post-colaps este descrisă de următoarea ecuație:

$$\frac{\sigma_{el}^*}{E_s} = 0.05 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 + \frac{p_0 \varepsilon}{E_s (1 - \varepsilon - \rho^*/\rho_s)} \quad (2.32)$$

Ecuția (2.32) este valabilă pentru o spumă cu celule închise incluzând și contribuția presiunii gazului.

Termenul al doilea termen din partea dreaptă a ecuației produce o creștere a tensiunii de platou odată cu creșterea deplasării.

Această creștere a tensiunii de platou odată cu creșterea deformării nu este dată întotdeauna doar de către comprimarea celulelor cu gaz, ci această pantă mai poate fi dată și de tensiunile care apar în elementele celulei. Cele mai multe studii s-au realizat pe polietilenă, care este o spumă cu celule închise cu o gamă foarte variată de densități [Zhang și Ashby (1988)]. Astfel, pentru spumele cu celule închise avem:

$$\frac{\sigma_{el}^*}{E_s} \approx 0.05 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 + \frac{(p_0 - p_{at})}{E_s} \quad (2.33a)$$

iar dacă se include corecția densității și presiunea gazului din celulă rezultă:

$$\frac{\sigma_{el}^*}{E_s} \approx 0.03 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^2 \left(1 + \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{1/2} \right)^2 + \frac{(p_0 + p_{at})}{E_s} \quad (2.33b)$$

2.3.1.3 Colapsul plastic și densificarea

Fețele spumelor cu celule închise se comportă ca niște membrane. Colapsul plastic face ca aceste membrane să se "boțească" în direcția comprimată, iar aceste membrane fiind subțiri, forța necesară acestei "boțiri" este relativ mică. Dar, la direcții perpendiculare pe acestea, membranele sunt întinse ceea ce duce la modificări semnificative asupra rezistenței la curgere a spumei.

Se consideră colapsul unei celule la cea prezentată în figura 2.30. Muchiile și fețele celulei au grosimile t_e , respectiv t_f ; ele fiind legate de coeficientul de umplere cu solid al fețelor, φ .

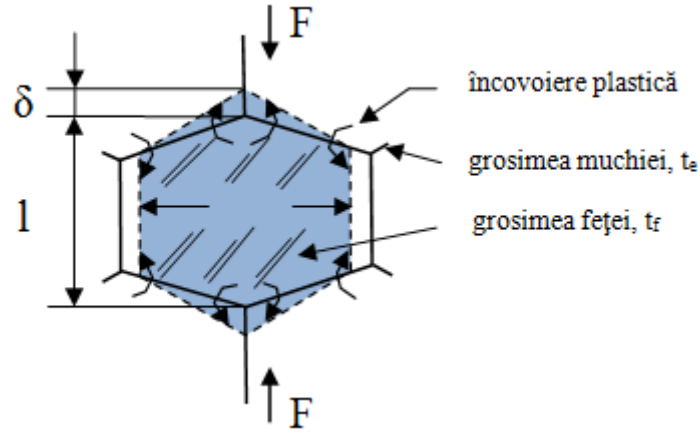


Fig. 2.30. Întinderea plastică a fețelor unei celule pentru o spumă cu celule închise

În acest caz se poate scrie că:

$$F\delta = aM_p \frac{\delta}{l} + \beta\sigma_{ys}\delta \cdot t_f l \quad (2.34)$$

unde a și β sunt constante. Înlocuind F cu $\sigma \cdot l^2$ și M_p cu $\sigma_{ys}t_e^2 / 4$, $t = t_e$, obținem:

$$\frac{\sigma_{pl}^*}{\sigma_{ys}} = \frac{a}{4} \left(\frac{t_e}{l} \right)^3 + \beta \left(\frac{t_f}{l} \right) \quad (2.35)$$

În cele din urmă se obține:

$$\frac{\sigma_{pl}^*}{\sigma_{ys}} = C_5 \left(\varphi \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{3/2} + C_5'' (1 - \varphi) \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \quad (2.36)$$

Ecuția 2.36 este validă pentru o spumă cu celule închise, incluzând și tensiunile din membrane, iar C_5 și C_5'' sunt constante. Dacă $\varphi = 1$ (spume cu celule deschise), știm că $C_5 = 0.3$, iar dacă $\varphi = 0$, σ_{pl}^* trebuie să fie egală cu σ_{ys} , deci $C_5'' \approx 1$. Factorul de corecție al densității $(1 + (\rho^*/\rho_s)^{1/2})$, poate fi adăugat dacă se dorește primului termen, dar influența lui este mică.

Aceste ecuații descriu efectul combinat de încovoiere plastică a muchiilor celulei și cel de întindere plastică a fețelor. De asemenea la cei doi termeni se mai poate adăuga și contribuția fluidului din celule. Dacă fluidul din celulă este un gaz la presiune atmosferică, contribuția acestui termen este de obicei nesemnificativă (deoarece $\sigma_{ys} \gg p_{at}$). Dar dacă celulele conțin fluid la o presiune p_0 mult mai mare decât cea atmosferică, această presiune trebuie adăugată termenului din dreapta al ecuației 2.36.

Înlocuind constantele de proporționalitate, obținem următoarea relație de calcul pentru spumele cu celule închise, incluzând tensiunile din membrane și contribuția presiunii gazului:

$$\frac{\sigma_{pl}^*}{\sigma_{ys}} \approx 0.3 \left(\varphi \frac{\rho^*}{\rho_s} \right)^{3/2} + (1 - \varphi) \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right) + \frac{p_0 - p_{at}}{\sigma_{ys}} \quad (2.37)$$

Regiunea de platou se termină în momentul începerii densificării. La deplasări mari la compresiune pereții celulelor se rup, iar materialul acestora este supus de asemenea la compresiune. Când are loc această cedare a pereților celulelor, curba tensiune-deformație crește abrupt, tinzând către o pantă E_S , (deși aceasta este mult mai mare decât E^* , curba tensiune-deformație apare verticală), limitată de către o deplasare ε_D . S-ar putea spune că această limitare a deplasării să fie egală cu porozitatea ($1 - \rho^*/\rho_s$), deoarece aceasta corespunde deformației în care tot spațiul dintre pori a fost eliminat. În realitate, pereții celulei se aglomerează împreună la o deplasare chiar mai mică decât aceasta. Această densificare este descrisă de către următoarea relație:

$$\varepsilon_D = 1 - 1.4 \left(\frac{\rho^*}{\rho_s} \right) \quad (2.38)$$

2.3.2 Absorbția de energie în materialele celulare

Absorbția de energie este extrem de importantă pentru domeniul ambalării, astfel este greu de estimat cât se cheltuiește cu aceste ambalaje sau care este valoarea bunurilor deteriorate din cauza ambalajelor necorespunzătoare, dar cu siguranță sumele implicate sunt considerabile, iar profitul rezultat în urma oricărei îmbunătățiri este mare.

Esența unei ambalări cât mai eficace constă în capacitatea de a transforma energia cinetică într-un alt tip de energie, prin plasticitate, vâscozitate, vâsco-elasticitate sau frecare; iar acest lucru trebuie făcut prin păstrarea forței maxime care duce la deteriorare. De cele mai multe ori, în aplicațiile practice, direcția de impact nu poate fi anticipată, în acest caz ambalajul trebuie să protejeze conținutul prin absorbția energiei de impact din orice parte. Deoarece ambalajul trebuie transportat cu obiectul pe care îl protejează, acesta trebuie să prezinte o greutate redusă. Având în vedere că, cele mai multe ambalaje se elimină, ele trebuie să fie cât mai ieftine [Gibson și Ashby (1997); Linul (2011)].

Utilizate în acest scop, spumele prezintă caracteristici foarte bune la un preț scăzut. În figura 2.31 este prezentată capacitatea de absorbție a energiei a unei spume comparativ cu solidul din care este făcută.

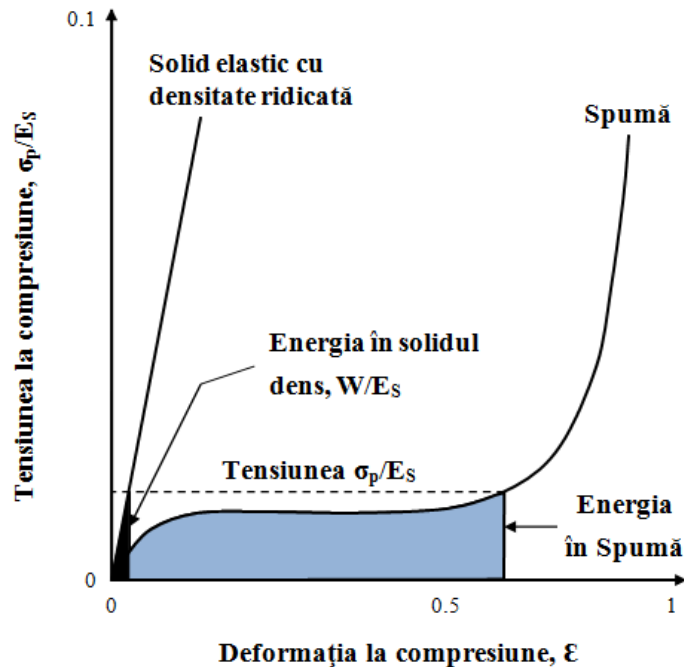


Fig. 2.31. Curbele tensiune-deformație pentru un solid elastic și pentru o spumă realizată din același solid, prezentând energia pe unitatea de volum;

Pentru aceeași energie absorbită, spuma generează întotdeauna o forță maximă mai mică decât solidul din care este făcută. Energia este absorbită în momentul în care pereții celulei se deformează plastic, flambează sau se rup (funcție de materialul din care este realizată spuma), iar în acest caz tensiunea este limitată de un platou lung și plat, care se poate vedea în curba tensiune-deformație. Prin alegerea corectă a materialului peretelui celulei și a densității relative, spuma poate fi adaptată pentru a da cea mai bună combinație de proprietăți pentru un ambalaj dat.

La o anumită tensiune de vârf, σ_p , spumele absorb întotdeauna o cantitate mai mare de energie decât solidele.

În acest domeniu, al utilizării spumelor pentru ambalare și amortizare literatura este destul de vastă. Principalele cărți și articole scrise pe aceasta temă de către Mustin (1968), Hilyard (1982), Lockett, Cousins și Dawson (Cousins, 1976ab) și Lockett și alții (1981), Green și alții (1969), Rusch (1969, 1970, 1971), Lee și Williams (1971), Melvin și Roberts (1971), Meinecke și Schwaber, (1970); Schwaber și Meinecke, (1971); Schwaber (1973). De asemenea, lucrări mai recente au fost realizate de către Mills (1994) și Gibson și Ashby (1997), Ashby și alții (2000).

2.3.3. Mecanismele energiei de absorbție

În momentul în care o spumă este încărcată, lucrul mecanic este realizat de către forțele aplicate. Lucrul mecanic pe unitatea de volum în deformarea spumei la o deformație ϵ este reprezentat de aria de sub curba tensiune-deformație până la

deformația ε , figura 2.32. O cantitate foarte mică de energie este absorbită în zona liniar-elastică, deoarece această zonă este relativ mică (sub 5%). După cum se vede și în figura 2.32, marea parte a energiei este absorbită în zona de platou, deoarece aici are loc flambajul, curgerea sau ruperea celulelor, acestea permițând o absorbție mare a energiei de impact la o încărcare aproape constantă.

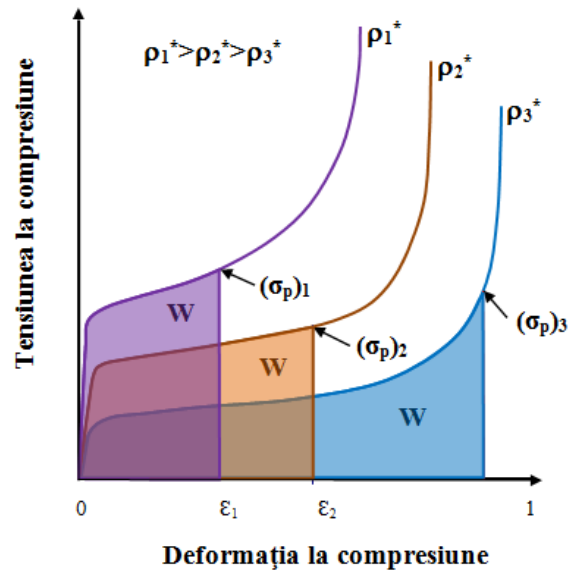


Fig. 2.32. Tensiunile de vârf [$(\sigma_p)_1$, $(\sigma_p)_2$ și $(\sigma_p)_3$], generate într-o spumă cu trei densități diferite, absorbind aceeași cantitate de energie W.

Spuma cu densitatea cea mai scăzută (ρ_3), înainte de a absorbi cantitatea de energie W, generează tensiunea de vârf cea mai mică, $(\sigma_p)_3$. Spuma cu densitatea cea mai mare (ρ_1), generează de asemenea o tensiune de vârf mare, $(\sigma_p)_1$ înainte de a absorbi cantitatea de energie W. Se observă că între cele două extreme, se găsește o densitate optimă, (ρ_2), care absoarbe aceeași energie W, generând o tensiune de vârf de valoare mai mică, $(\sigma_p)_2$.

Uniformitatea acestui platou depinde de materialul și densitatea spumei și de viteza de deformație. Din acest motiv, trebuie să se înțeleagă bine care este diferența între vitezele de deformație "mici", "intermediare" și "mari" și vitezele de impact. De obicei, echipamentele din laboratoarele de întindere sau compresiune, asigură viteze de deformație "mici": intervalul fiind de aproximativ 10^{-8} - 10^{-2} m/s. Convertită la o viteză de impact pentru o spumă compresibilă cu grosimea de 100 mm, obținem o viteză de 10^{-9} - 10^{-3} m/s. În practică, aproape toate ambalajele trebuie să facă față la viteze de impact mult mai mari decât aceasta, rezultând că datele obținute în acest mod nu sunt relevante.

Căderea liberă de la o înălțime mai mare de 1 m, dă o viteză de impact de peste 4 m/s, cu o viteză de deformație de aproximativ 40 m/s. Aceste viteze de deformație "intermediare", sunt reproduse în laborator cu echipamente de testare servo-hidraulice de mare viteză și cu ajutorul ciocanului Charpy. Proiectarea automobilelor necesită protecție împotriva unor viteze de impact de până la 40 m/s; iar impactul balistic poate fi de 50 de ori mai mare decât acesta, corespunzând unei viteze de deformație de ordinul 10^4 m/s. Dispozitivele de încărcare dinamică, cum ar

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static 57

fi armele cu gaze și echipamentele cu încărcătură explozivă, permit investigarea vitezelor "mari" de impact.

Un anumit număr de mecanisme lucrează împreună pentru absorbția de energie în spume, [Schwaber, (1973)]. Unele sunt legate de deformația elastică, plastică sau fragilă a pereților celulei, iar altele sunt legate de comprimarea sau curgerea fluidului din interiorul celulelor. Mecanismele relevante pentru o anumită spumă depind de comportamentul materialului peretelui celulei și de faptul dacă celulele sunt închise sau deschise.

Tensiunea de platou pentru spumele elastomerice (folosite pentru amortizare și căptușeli), este determinată de flambajul elastic al celulelor. Spumele plastice și cele fragile prezintă comportament diferit. Aceste materiale sunt deosebit de eficiente în aplicațiile de ambalare de înaltă performanță, ducând la absorbții de energie mari și controlate.

De asemenea, se mai pot adăuga la acestea și alte mecanisme cum ar fi cele legate de "deformarea" fluidului din interiorul celulelor. În spumele cu celule deschise, fluidul dintre pori este expulzat dând naștere la o disipare vâscoasă. Trebuie ținut cont că această disipare de energie este puternic legată de viteza de deformație. Excepție de la această regulă este cazul în care celulele sunt mici și fluidul din celule este foarte vâscos, ea devenind importantă numai la viteze mari (10^3 m/s sau mai mult). În spumele cu celule închise, fluidul din celule este comprimat pe măsură ce spuma se deformează, stocând energia care este în mare parte recuperată în momentul în care spuma nu mai este descărcată. Spre deosebire de disiparea vâscoasă, acest mecanism de înmagazinare este aproape independent de viteza de deformație.

În cele ce urmează se va studia modul de absorbție a energiei în spume și, de asemenea, se vor prezenta ecuațiile simple pentru fiecare mecanism.

2.3.4. Platoul de absorbție în spumele cu celule închise

Lucrul mecanic efectuat la comprimarea unei spume cu celule închise este realizat de către flambajul elastic, curgerea plastică sau strivirea fragilă a pereților celulei.

Fiecare mecanism prezentat mai sus are loc la o încărcare aproape constantă până în momentul în care spuma este complet strivită; urmând apoi o creștere bruscă a încărcării. Energia absorbită pe unitatea de volum, până la o deformație, ϵ , este dată de relația următoare:

$$W = \int_0^{\epsilon} \sigma(\epsilon) d\epsilon \quad (2.39)$$

Acolo unde platoul este plat (orizontal), tensiunea de platou σ^* , este aproape constantă, iar energia absorbită este dată de o relație aproximativă:

$$W \approx \sigma^* \epsilon \quad (2.40)$$

Energia, W , și tensiunea, σ^* , depind de viteza de deformație, $\dot{\epsilon}$, și de temperatura, T . Dar din moment ce W este proporțional cu σ^* , ecuația (2.40) rămâne valabilă deoarece $\dot{\epsilon}$ și T nu apar în mod explicit.

2.3.5. Disiparea vâscoasă în spumele cu celule închise

În momentul în care o spumă cu celule închise este comprimată, fluidul vâscos din pori este eliminat [Kosten și Zwickler, (1939); Gent și Rusch, (1966a,b); Hilyard și Kanakkannatt, (1970)]. Contribuția fluidului asupra rezistenței unei spume cu celule deschise, este dată de relația:

$$\sigma_g^* = \frac{C\mu \dot{\varepsilon}}{(1-\varepsilon)} \left(\frac{L}{l}\right)^2 \quad (2.41)$$

unde, C , este o constantă de proporționalitate cu valoare apropiată cu unitatea, $\dot{\varepsilon}$ este viteza de deformație, L , dimensiunile probei, l , mărimea celulei, iar μ , este vâscozitatea dinamică a fluidului dată de relația:

$$\mu = \mu_0 \exp Q/RT \quad (2.42)$$

unde, Q , este energia de activare a curgerii vâscoase, iar R , este constanta gazelor. Lucrul mecanic efectuat la comprimarea fluidului într-o spumă cu celule

deschise, la o deformație ε_f , cu o viteză de deformație constantă este:

$$W_g = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma_g^* d\varepsilon = C\mu \varepsilon_i \left(\frac{L}{l}\right)^2 \ln\left(\frac{1}{1-\varepsilon_f}\right) \quad (2.43)$$

Presupunând că viteza de deformație începe la ε_i dar scade liniar la zero la o deplasare ε_f , atunci putem scrie că:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_i(\varepsilon_f - \varepsilon)}{\varepsilon_f} \quad (2.44)$$

și

$$W_g = C\mu \varepsilon_i \left(\frac{L}{l}\right)^2 \left[1 + \left(\frac{1-\varepsilon_f}{\varepsilon_f}\right) \ln(1-\varepsilon_f) \right] \quad (2.45)$$

În ambele cazuri, energia disipată crește pe măsură ce vâscozitatea fluidului crește și respectiv mărimea celulei descrește.

2.3.6. Comprimarea fluidului din porii spumelor cu celule închise

În momentul în care o spumă cu celule închise este comprimată, fluidul din interiorul celulei este comprimat. Aproape întotdeauna acest fluid este un gaz, iar el se opune comprimării spumei. Presiunea exercitată în celule după o deplasare axială ε este următoarea:

$$p = p_0 \left[\frac{(1 - \rho^*/\rho_s)}{1 - \varepsilon(1 - 2V^*) - \rho^*/\rho_s} \right] \quad (2.46)$$

unde p_0 , este presiunea inițială (de obicei presiunea atmosferică). Lucrul mecanic efectuat în comprimarea gazului la o deplasare ε_f , este:

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static 59

$$W = \int_0^{\varepsilon_f} (p - p_0) d\varepsilon = p_0 \left\{ \left(\frac{1 - \rho^*/\rho_s}{1 - 2\nu^*} \right) \ln \left[\frac{1 - \rho^*/\rho_s}{1 - \rho^*/\rho_s - (1 - 2\nu^*)\varepsilon_f} \right] - \varepsilon_f \right\} \quad (2.47)$$

La toate vitezele de deformație, dar în principiu, la vitezele mari de deformație ($\dot{\varepsilon} > 100$ m/s), compresiunea este în esență izotermă deoarece masa termică a polimerului care formează pereții celulei este mult mai mare decât cea a gazului din interiorul celulelor. Astfel, comprimarea porilor cu gaz dă o contribuție elastică suplimentară curbei de încărcare și totodată energiei stocate, care este independentă de viteza de deformație.

2.3.7. Caracterizarea energiei de absorbție în spumele metalice

După cum s-a menționat, scopul ambalajelor este de a absorbi energia cinetică a obiectului ambalat, păstrând în același timp forța sub anumite limite. Pentru un ambalaj dat se folosește o anumită densitate optimă a spumei. Teoretic vorbind, spuma "ideală" este cea spumă care prezintă tensiunea de platou sub nivelul critic de distrugere, și cu o arie aflată sub curba tensiune-deformație extinsă până în momentul unde începe desificarea, ε_D , aceasta fiind egală cu energia cinetică absorbită pe unitatea de volum a materialului ambalat.

Există mai multe metode pentru caracterizarea mai exactă a spumelor. Unele, cum ar fi coeficientul lui Janssen, J , și coeficientul de amortizare, C , care măsoară "eficiența" unei spume; dar le lipsește generalitatea: o nouă diagramă este necesară pentru fiecare spumă, și pentru fiecare energie de impact. O abordare alternativă este cea a diagramei energiei de absorbție care permite ca spuma optimă să fie concepută pentru o aplicație dată în ambalare, utilizând informații cum ar fi tensiunea maximă admisibilă, energia totală absorbită și viteza de deformație.

Coeficientul lui Janssen, J

Decelerația a , a unui obiect de masă, m , ambalat în spumă este dată de legea lui Newton:

$$a = \frac{F}{m} \quad (2.48)$$

Forța, F , care acționează asupra obiectului ambalat este dată de tensiunea de compresiune a spumei, care ia naștere la contactul dintre spumă și obiect. O modalitate de estimare a eficienței unei spume reale pentru absorbția unei energii de impact date, este de a compara decelerația de vârf, pe care o produce, a_p , cu cea cauzată de o spumă ideală, a_i , pentru o energie de impact dată, figura 2.33.

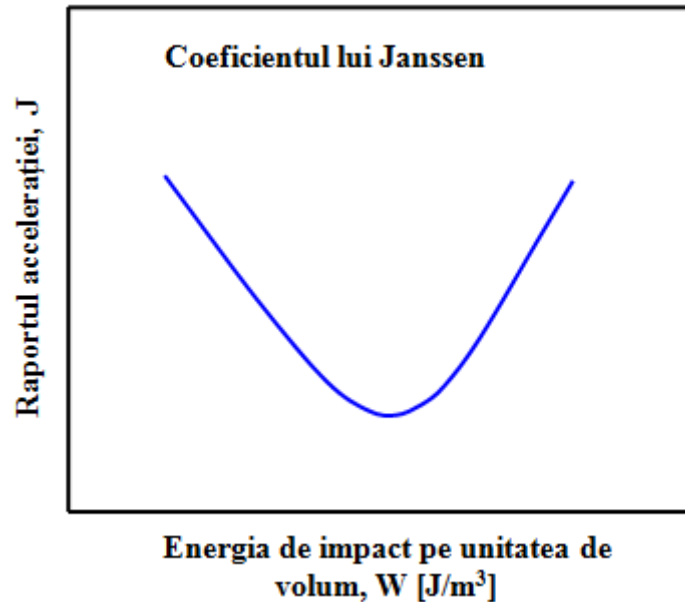


Fig. 2.33. Diagramele de caracterizare a energiei de absorbție în spume: coeficientul lui Janssen

Spuma ideală absoarbe energia la o decelerație constantă a_i ; ea este calculată în felul următor:

$$\frac{1}{2}mv^2 = ma_i t \quad (2.49)$$

de unde rezultă că:

$$a_i = \frac{v^2}{2t} \quad (2.50)$$

Eficacitatea spumei la absorbția energiei de impact este măsurată cu ajutorul raportului următor și poartă numele de coeficientul lui Janssen, J :

$$J = \frac{a_p}{a_i} \quad (2.51)$$

Coeficientul lui Janssen pentru o spumă dată depinde de energia de impact. Acest coeficient este mare atât la energii joase cât și la energii înalte, o valoare minimă obținându-se la unele energii intermediare.

În figura 5.3a este prezentată variația acestui coeficient cu variația energiei de impact. Această reprezentare este construită pentru o anumită spumă, prin măsurarea accelerației de vârf în spumă pe parcursul testelor de impact. Exemple cum se obține această formă se pot găsi în lucrările scrise de către Woolam (1968) și Hilyard și Djiauw (1971). Acest coeficient J , este util pentru a compara eficiența diferitelor tipuri de spume în absorbția energiei. Dar pentru că este o mărime empirică, acest coeficient necesită o cantitate mare de colectate a datelor (fiecare grosime a spumei, de asemenea și fiecare densitate necesită o curbă nouă) și nu

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static⁶¹

prezintă capacitatea de absorbție a energiei pentru mecanismele prin care spuma se deformează.

Coeficientul de amortizare

Deoarece există o mare cantitate de date înregistrate pentru spume, este util să se prezinte eficiența unei spume pentru absorbția de energie în funcție de comportamentul uniaxial tensiune-deformație. Cel mai simplu mod de a face acest lucru este de a reprezenta grafic energia absorbită până la o anumită tensiune dată, σ_p . O variație a metodei este de a normaliza această energie cu tensiunea de vârf, σ_p , și de a reprezenta grafic tensiunea de vârf împărțită la energia de absorbție, funcție de tensiune. O astfel de reprezentare grafică ne dă coeficientul de absorbție, C , pentru o spumă [Gordon, (1974)]. În figura 2.34 este prezentată forma tipică a acestui coeficient.

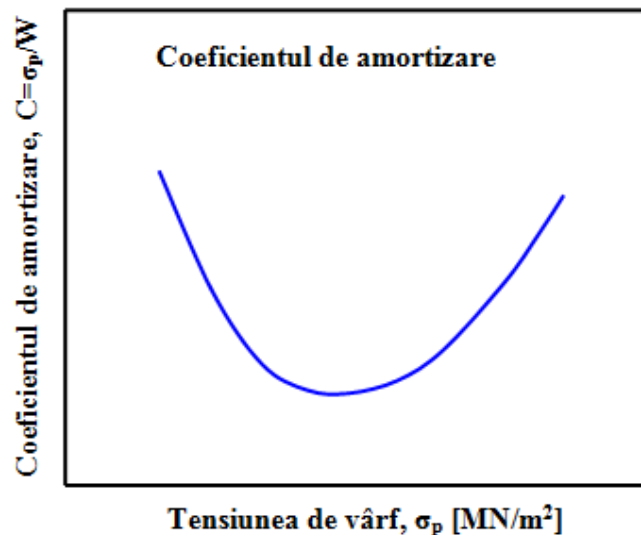


Fig. 2.34. Diagramele de caracterizare a energiei de absorbție în spume: coeficientul de amortizare

Curba lui Rusch

Rusch (1970, 1971), a îmbunătățit această metodă. El observă că forma curbei tensiune-deformație pentru o spumă poate fi definită de un coeficient de formă empiric, $\psi(\epsilon)$, definit astfel:

$$\sigma = E^* \psi(\epsilon) \epsilon \quad (2.52a)$$

unde σ , este tensiunea, E^* , este modulul de elasticitate al spumei, iar ϵ , este deplasarea. Acest coeficient de formă, $\psi(\epsilon)$, a fost găsit empiric ca având următoarea expresie:

$$\psi(\epsilon) = m\epsilon^{-n} + r\epsilon^S \quad (2.53b)$$

unde m , n , r și s sunt constante ale acestei spume speciale. Aceste două ecuații definesc o formă pentru curba tensiune-deformație a spumei. Rusch definește K astfel:

$$K = \frac{v^2}{2ta_p} \quad (2.54)$$

Iar, I , este definit ca raportul dintre energia de impact pe unitatea de volum și modulul de elasticitate al spumei, astfel:

$$I = \frac{W}{E^*} \quad (2.55)$$

Raportul I/K , ne dă tensiunea de vârf generată în spumă normalizată de modulul de elasticitate al spumei:

$$\frac{I}{K} = \frac{mv^2}{2AtE^*} \cdot \frac{2ta_p}{v^2} = \frac{ma_p}{AE^*} = \frac{\sigma}{E^*} \quad (2.56)$$

Atât I cât și K pot fi legați de comportamentul uniaxial tensiune-deformație al spumei prin factorul de formă $\psi(\varepsilon)$. Spuma optimă pentru a absorbi o anumită cantitate de energie dată cu o tensiune maximă admisibilă poate fi determinată prin reprezentarea grafică I/K , tensiunea maximă normalizată cu modulul de elasticitate al spumei, funcție de I , energia de impact pe unitatea de volum normalizată cu modulul de elasticitate, figura 2.35.

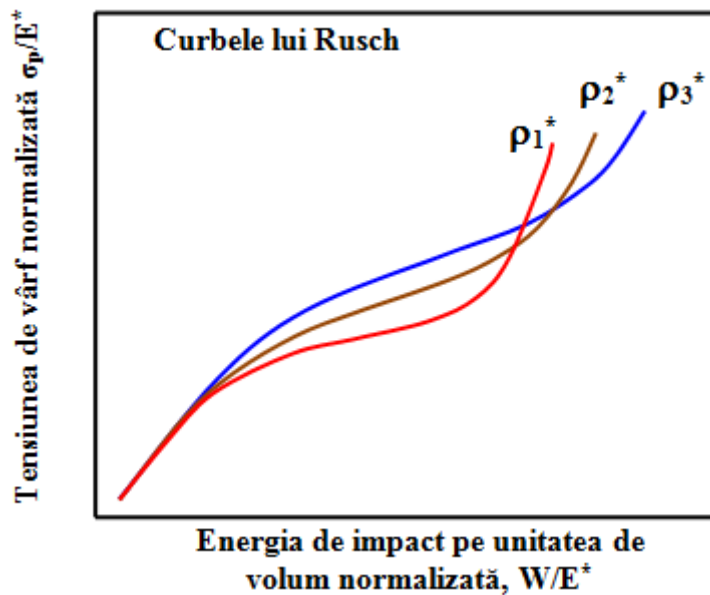


Fig. 2.35. Diagramele de caracterizare a energiei de absorbție în spume: curbele lui Rusch

2.3.8. Diagramele de absorbție a energiei

O abordare diferită, care permite o combinare a empiricului cu modelarea fizică, și care reprezintă o cale de optimizare în alegerea spumei, este oferită de către diagramele de absorbție a energiei [Maiti și alții, (1984)]. Procedeu pentru

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static 63

construcția lor din curbele experimentale tensiune-deformație este prezentat în figura 2.36.

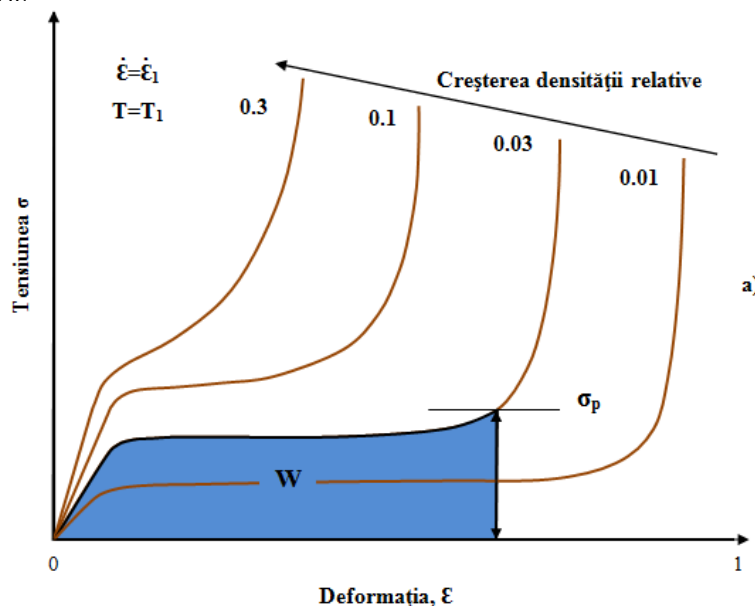
Epruvetele pentru o spumă dată, cu o gamă variată de densități sunt testate la compresiune, la o viteză de deformație fixă, $\dot{\varepsilon}_1$, și la o temperatură T_1 , pentru a da o familie de curbe tensiune-deformație, figura 2.36.a. Procesul de construire a diagramelor de absorbție este prezentat secvențial în figura 2.36.

Fiecare arie de sub fiecare curbă este măsurată până la tensiunea σ_p ; această arie reprezintă energia absorbită pe unitatea de volum, W . Valoarea energiei W este reprezentată grafic funcție de tensiunea σ_p , pentru fiecare curbă, normalizându-le pe ambele cu modulul de elasticitate al solidului, E_s , măsurat la o viteză de deformație și temperatură standard ($10^{-3}/s$ și $20^\circ C$).

Cea mai bună spumă pentru o ambalare dată este aceea care absoarbe cea mai multă energie până la atingerea tensiunii maxime pe care o suportă ambalajul, σ_p . Fiecare densitate a spumei prezintă o tensiune σ_p , aceasta fiind aleasa cea mai bună. Această tensiune este dată de "umărul" curbei de energie prezentat în figura 2.36b. Linia groasă prezintă "înfășurătoarea" acestor puncte. Ea descrie relația dintre W și σ_p pentru o densitate *optimă* a spumei, pentru o încărcare la o viteză de deformație, $\dot{\varepsilon}_1$, și la o temperatură T_1 .

Această linie este din nou reprezentată grafic, pe aceleași axe, în partea de jos a diagramei. Curbele individuale în acest caz nu mai sunt afișate pe diagramă, dar densitatea optimă, ρ^*/ρ_s , citită de pe diagrama din mijloc, figura 2.36b, este marcată pe fiecare linie. Testele se repetă acum pentru o serie diferită de viteze de

deformație, $\dot{\varepsilon}_2$, $\dot{\varepsilon}_3$, etc., iar datele obținute în aceste cazuri sunt tratate în același fel. Acest lucru permite construirea unei familii de curbe optime de absorbție a energiei, după cum se observă în figura 2.37c. Punctele corespunzătoare densităților egale sunt conectate prin linii. În același mod poate fi tratată și o schimbare a temperaturii.



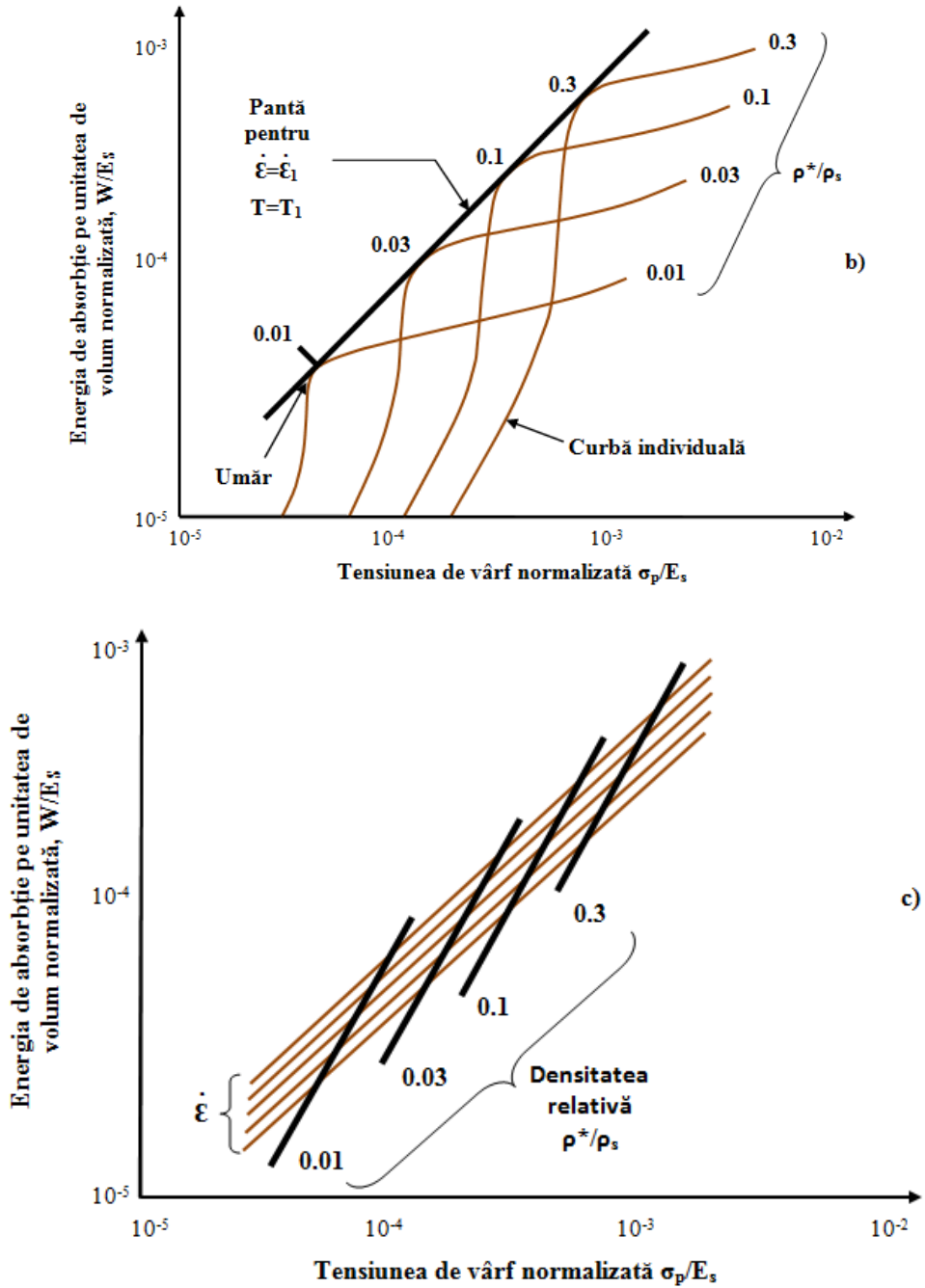


Fig. 2.36. Construcția diagramelor de absorbție a energiei

2.3.9. Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția M8

În cadrul programului experimental a fost studiată o spumă metalică cu compoziția M8, solicitată la compresiune statică. Încercările experimentale au fost efectuate la Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik, Technische Universität Dresden. Testele de compresiune s-au realizat pe o mașină de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 10 kN dotată cu incintă termică, figura 2.37, fapt ce a permis testarea pe o plajă largă de temperatură, de la -20 °C până la 500 °C, viteza de încărcare fiind de 10 mm/min, epruvetele având forma cilindrică 25x25mm toate testele fiind realizate conform standardului International Standard for Compression Test of Porous and Cellular Metals.



Fig. 2.37. Mașina de încercat Zwick/Roell 10 kN dotată cu incintă termică.

În figura 2.38 este prezentată curba caracteristică forță-deplasare pentru o spumă metalică obținută în urma încercărilor experimentale de compresiune, fiind exemplificat calculul energiei de absorbție.

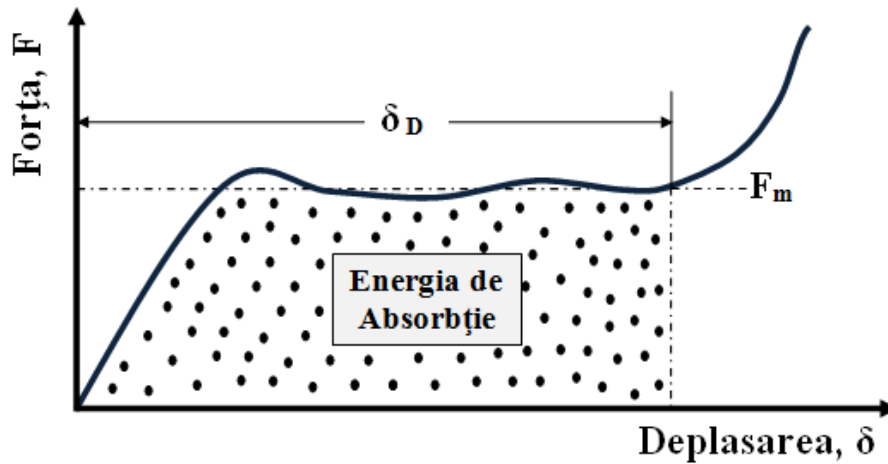


Fig. 2.38 este prezentată curba caracteristică forță-deplasare pentru o spumă metalică

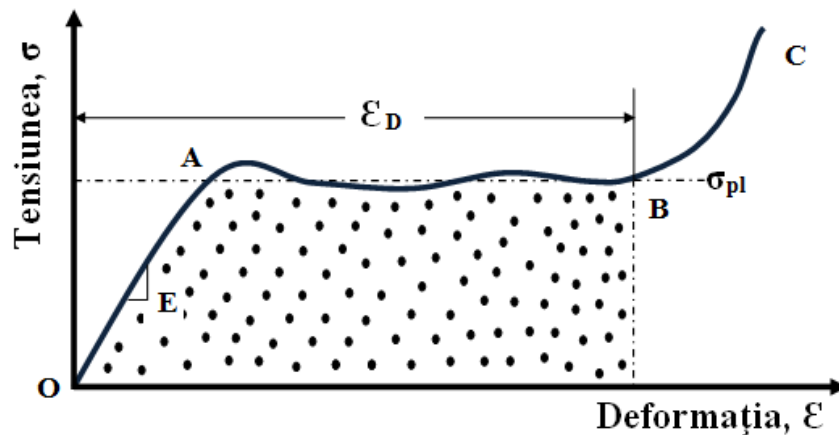


Fig. 2.39. Curba tensiune-deformație pentru o spumă metalică de aluminiu prezentată în detaliu.

Curba tensiune-deformație la compresiune pentru o spumă metalică poate fi împărțită în trei zone: o zonă liniar-elastică (O-A); o zonă de platou (A-B) și densificarea (B-C), [Gibson și Ashby (1988), Linul și alții (2013)], figura 2.39.

În urma efectuării testelor de compresiune statică se pot calcula următoarele caracteristici mecanice specifice spumelor metalice:

- **Rezistența la compresiune, σ_c [MPa]**

Rezistența la compresiune este sinonimă cu tensiunea la curgere în cazul spumelor metalice și este definită ca primul punct din curba tensiune-deformație care prezintă o creștere în deformație fără o creștere a tensiunii [Kanetake (2009)]. Cunoașterea punctului de curgere este vitală în momentul proiectării unui component deoarece el reprezintă, în general, o limită superioară pentru încărcarea care poate fi aplicată.

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static67

În cadrul ingineriei structurale, rezistența la compresiune sau limita de curgere caracterizează un mod de degradare lent, care de cele mai multe ori nu duce la o rupere cu rezultate catastrofale sau la o rupere fragilă.

- **Tensiunea de platou, σ_p [MPa]**

Tensiunea de platou – este dată de o creștere a deformației la o tensiune aproape constantă, [Gibson și Ashby (1997), Tu și alții (2001)]. Pentru cele mai multe tipuri de spume, zona de platou începe de la o deformație la curgere, ε_y , sau rezistență la compresiune (tensiune la curgere), σ_p , reprezentând inițierea unui nou mecanism de deformare a peretelui celulei sau ruperea peretelui celulei, și se termină la o deformație critică, ε_D , reprezentând începutul densificării, [Li și alții (2006)]. În cazul spumelor metalice fiind calculată ca media tensiunilor între 20% și 40% din deformație.

- **Densificarea, ε_D [%]**

Dacă se continuă încărcarea depășind zona de platou, pereții celulelor vor intra în contact unii cu alții. Materialul celular este complet compact în momentul în care deformația atinge o densificare completă ε_D , producând o creștere a pantei în curba tensiune-deformație.

Deformația la densificare este o deformație critică care poate fi exprimată în general funcție de densitatea relativă, [Gibson și Ashby (1997), Ashby și alții (2000), Marșavina și alții (2008)]:

$$\varepsilon_D = f\left(\frac{\rho^*}{\rho_s}\right) \quad (2.57)$$

unde ρ^* este densitatea spumei, iar ρ_s este densitatea solidului din care este realizată spuma. Pentru $\varepsilon \geq \varepsilon_D$, proprietățile la compresiune ale spumei sunt dominate de către proprietățile la compresiune ale materialului din care este făcută spuma.

- **Energia de absorbție pe unitatea de volum, EA [MJ/m³]**

Aria punctată de sub curba forță-deplasare reprezintă energia absorbită de structură pe unitatea de volum, figura 2.38 și se calculează cu relația[Linul și alții (2014)]:

$$EA = \int_0^\delta F(x) \cdot dx \quad (2.58)$$

2.3.9.1 Influența densității

În urma efectuării încercărilor de compresiune statică s-au determinat caracteristicile mecanice ale spumei metalice cu compoziția M8 studiată. Valorile caracteristicilor mecanice obținute la temperatura ambiantă, 20 °C, sunt prezentate în Tabelul 2.5. În figura 2.40 este prezentată o comparație a curbelor tensiune - deformație pentru trei densități a spumei metalice testate la temperatura de 20°C, iar în figura 2.41 este prezentată o comparație a curbelor tensiune - deformație a spumei metalice testate la temperatura de 100 °C. În conformitate cu rezultatele prezentate în tabelul 2.5 figura 2.42 prezintă variația rezistenței la compresiune, calculată la 20% și 50% din deformație, funcție de densitate, iar în figura 2.43 este

prezentată variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de densitate. Se poate observa că odată cu creșterea densității se obține o creștere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel densitatea are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresiune.

Tabelul.2.5. Valorile caracteristicilor mecanice obținute la temperatura de 20 °C

Densitatea [kg/m ³]	$\sigma_{c\ 20\%}$ [MPa]	$\sigma_{c\ 50\%}$ [MPa]	σ_p [MPa]	ϵ_D [%]	EA 50% [MJ/m ³]
411	6.2	8.05	5.92	63	2.62
421	6.39	8.78	6.32	59	2.82
428	5.53	9.34	5.26	58	2.28
466	5.33	10.26	4.83	52	2.34
463	7.24	11.04	7.52	55	3.37
490	5.38	11.62	6.62	58	2.93
554	6.84	12.47	8.59	59	3.72
577	8.87	14.90	10.32	56	4.48
649	9.38	17.62	14.49	55	5.61
671	10.53	22.81	14.49	56	6.32
659	9.96	19.03	13.10	56	5.75

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static69

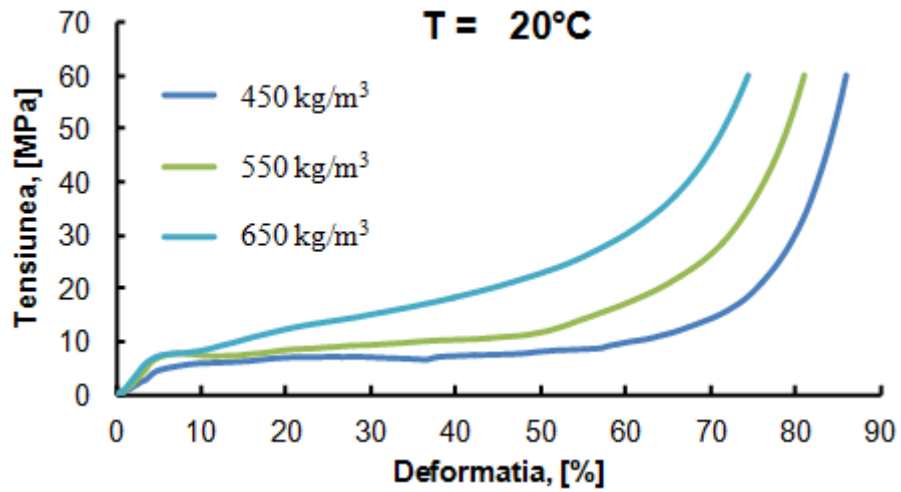


Fig. 2.40. Curbele tensiune - deformație pentru trei densități testate la temperatura de 20 °C. Influența densității.

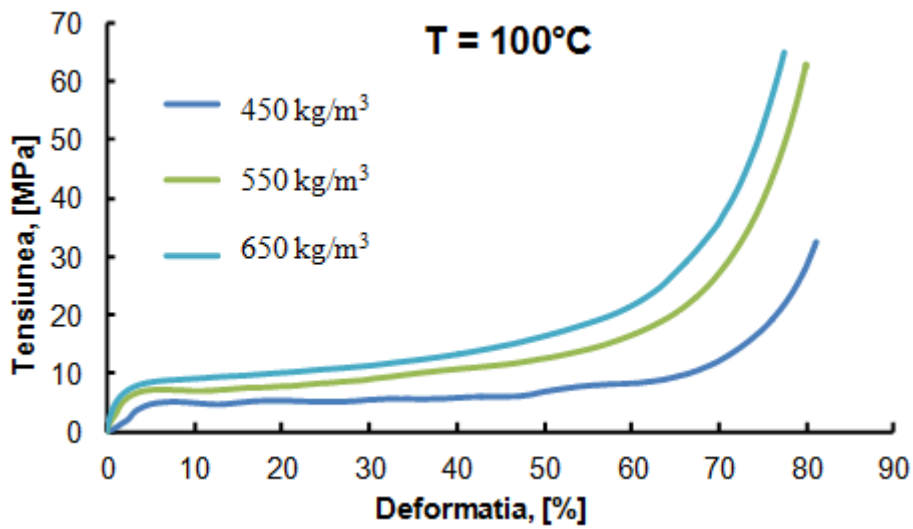


Fig. 2.41. Curbele tensiune - deformație pentru trei densități testate la temperatura de 100 °C. Influența densității.

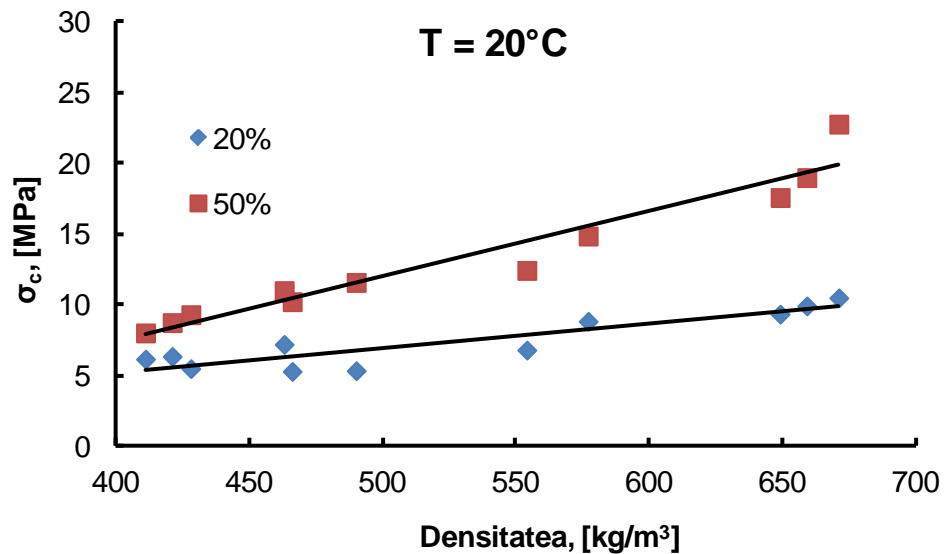


Fig. 2.42. Variația rezistenței la compresiune, calculată la 20% și 50% din deformație, funcție de densitatea spumei metalice.

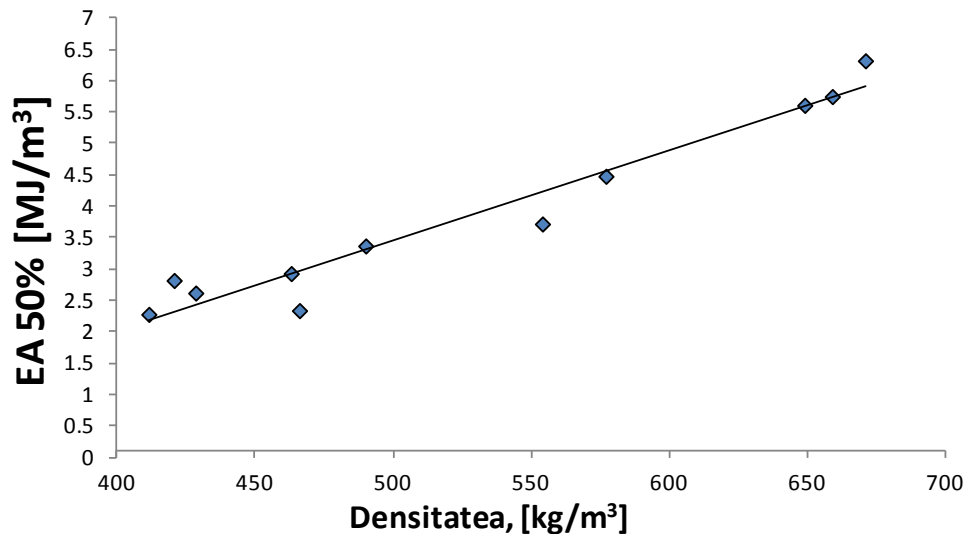


Fig. 2.43. Variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de densitate.

2.3.9.2 Influența temperaturii

Studiul s-a realizat pentru cinci temperaturi diferite: -20, 20, 100, 300 și 500°C. În Tabelul 3.7 sunt prezentate valorile medii ale caracteristicilor mecanice funcție de temperatură, iar în figura 2.44 este prezentată o comparație a curbelor tensiune - deformație pentru spuma metalică cu densitatea de aproximativ 450 kg/m³. În conformitate cu rezultatele prezentate în tabelul 2.6, figura 2.45 prezintă variația rezistenței la compresiune funcție de temperatură, iar în figura 2.46 este

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static⁷¹

prezentată variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de temperatură. Se poate observa că odată cu creșterea temperaturii se obține o scădere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel temperatura are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresiune. Influența cea mai importantă asupra caracteristicilor mecanice se poate observa după temperatura de 100°C, când are loc o scădere semnificativă a acestora.

Tabelul 2.6. Valorile caracteristicilor mecanice obținute la temperatura ambiantă

T [°C]	σ_c [MPa]	σ_p [MPa]	EA 50% [MJ/m ³]
-20	1.19	2.12	1.39
20	0.92	1.64	1.3
100	0.7	1.03	1.24
300	0.42	0.51	1.09
500	0.22	0.21	1.04

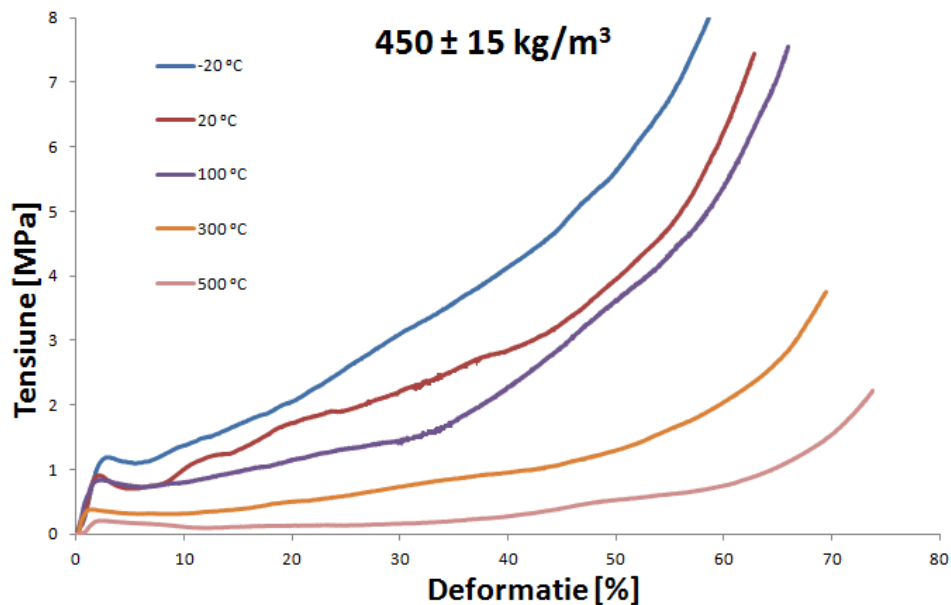


Fig. 2.44. Curbele tensiune – deformație pentru spuma metalică cu densitatea 450 kg/m³. Influența temperaturii.

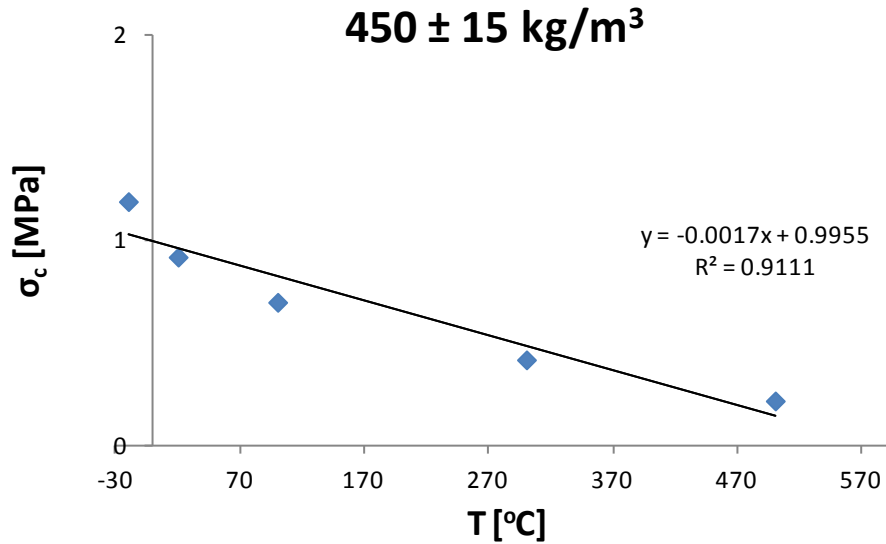


Fig. 2.45. Variația rezistenței la compresiune funcție de temperatură.

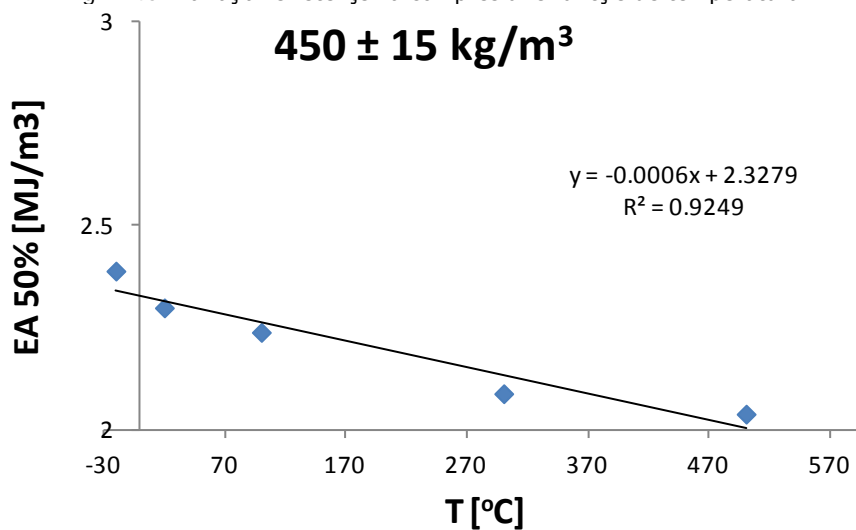


Fig. 2.46. Variația energiei de absorbție funcție de temperatură.

2.3.3.3 Influența învelișului

În acest studiu al influenței învelișului au fost analizate epruvete cu și fără înveliș la temperaturile de 20 și 100°C, iar în figura 2.47 este prezentată o comparație a curbelor tensiune - deformație pentru spuma metalică cu densitatea de aproximativ 450 kg/m³, se poate observa o creștere semnificativă pentru ambele temperaturi a caracteristicilor mecanice la epruvetele la care învelișul nu a fost îndepărtat. Figura 2.48 prezintă variația rezistenței la compresiune funcție de densitate pentru epruvete cu și fără înveliș, iar în figura 2.49 este prezentată

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static73

variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de densitate pentru epruvete cu și fără înveliș. Se poate observa că odată cu păstrarea învelișului se obține o creștere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel învelișul are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresie.

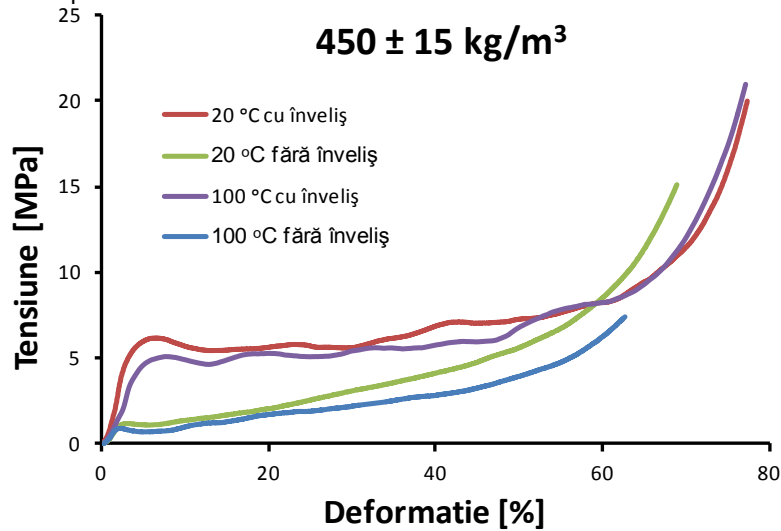


Fig. 2.47. Curbele tensiune – deformație pentru spuma metalică cu densitatea 450 kg/m^3 . Influența învelișului.

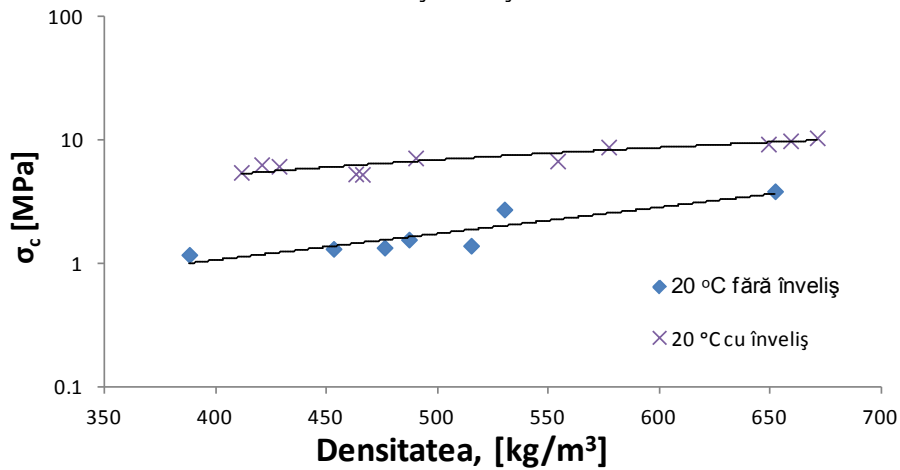


Fig. 2.48. Variația rezistenței la compresie funcție de densitate pentru epruvete cu și fără înveliș.

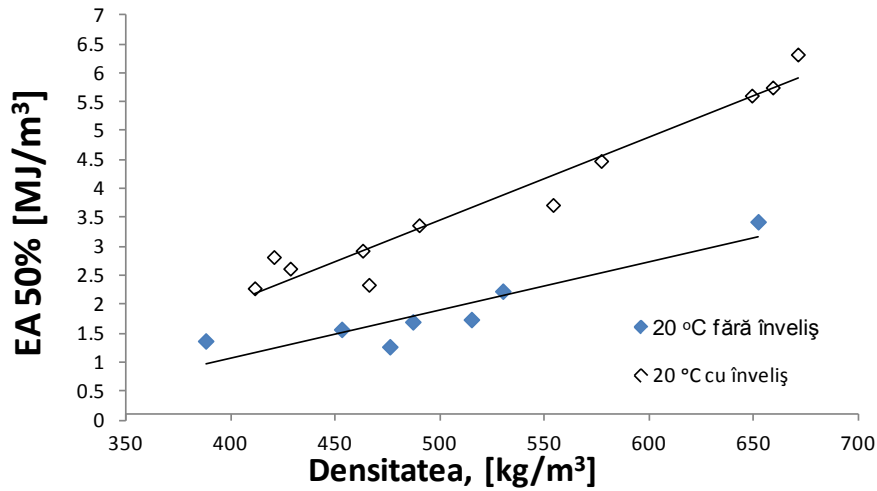


Fig. 2.49. Variația energiei de absorbite pe unitatea de volum, calculată la 50% din deformație, funcție de densitate pentru epruvete cu și fără înveliș.

În figura 2.50 este prezentată influența tuturor parametrilor amintiți mai sus (influența densității, influența temperaturii și influența învelișului) asupra energiei de absorbție.

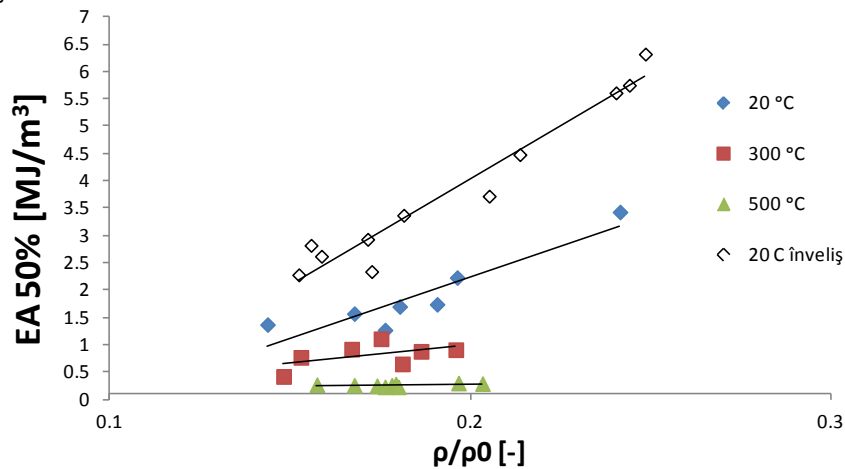


Fig. 2.50. Variația energiei de absorbție funcție de densitatea relativă.

2.3.9.4 Determinarea caracteristicilor mecanice la încovoiere în trei puncte în regim static

În cadrul programului experimental a fost studiată o spumă metalică cu compoziția M8, solicitată la încovoiere în trei puncte în regim static. Încercările experimentale de încovoiere în trei puncte în regim static au fost realizate pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 5kN din dotarea Laboratorului

2.3 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static75

„Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara, figura 2.51.

Condiții de testare:

- Temperatura testare: 20°C;
- Spuma metalică: M8;
- Densitate spumă metalică: $550 \pm 15 \text{ kg/m}^3$;
- Două direcții de încărcare: paralel și perpendicular pe înveliș;
- Viteza de încercare: 10 mm/min.

În figura 2.52 sunt prezentate comparativ curbele tensiune-deformație pentru cele două direcții de încercare, iar tabelul 2.7 sunt prezentate valorile medii ale caracteristicilor mecanice calculate ca urmare a încercărilor de încovoiere în trei puncte în regim static [Serban și alții (2014)].

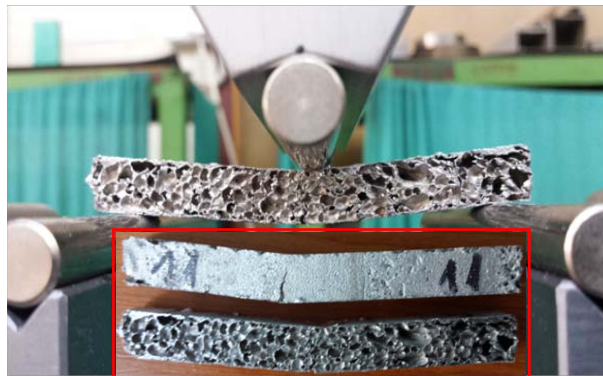


Fig. 2.51. Încercarea de încovoiere în trei puncte în regim static pentru spuma metalică cu compoziția M8

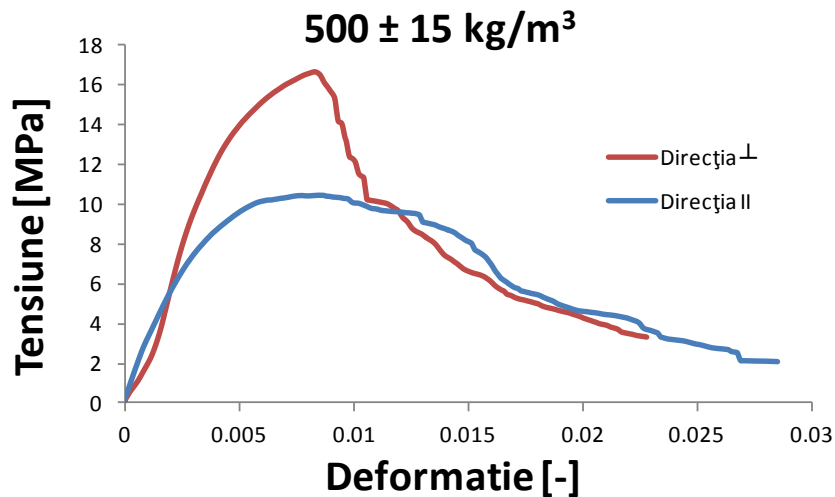


Fig. 2.52. Curbele tensiune-deformație pentru cele două direcții de încercare. Încovoiere în trei puncte în regim static.

Tabelul 2.7. Valorile medii ale caracteristicilor mecanice calculate ca urmare a încercărilor de încovoiere în trei puncte în regim static

Direcție încărcare	b [mm]	h [mm]	L [mm]	S [mm]	F _{max} [N]	σ _{max} [MPa]	E [GPa]
⊥	10	10	85	70	158.4	16.632	4.6
	10	10	85	70	99.6	10.458	2.3

Din tabelul 2.7 se observă că învelișul are un rol important asupra caracteristicilor mecanice determinate la solicitarea de încovoiere în trei puncte în regim static, astfel valoarea modului de elasticitate calculat la încovoiere în trei puncte pentru direcția de încărcare perpendiculară pe înveliș este de două ori mai mare față de valoarea modului de elasticitate calculat la încovoiere în trei puncte pentru direcția de încărcare paralelă pe înveliș.

2.4 Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim dinamic

În cadrul programului experimental a fost studiată o spumă metalică cu compoziția S7, solicitată la compresiune dinamică și o spumă metalică cu compoziția M8 solicitată la oboseală.

2.4.1. Rezultate experimentale obținute pentru spuma metalică cu compoziția S7

Încercările experimentale s-au realizat în Laboratorul de Rezistența Materialelor al Universității Tehnice din Lublin, Polonia. Testele s-au realizat pe o mașină de încercat Instron-Dynatup prezentată în figura 2.53, la temperatura ambiantă cu viteza de încercare de 3.5 m/s, iar în figura 2.54 sunt prezentate epruvetele înainte și după testare pentru două densități diferite, 350 kg/m³(a) și 500 kg/m³(b). Scopul acestor teste de compresiune dinamică a fost găsirea unei corelații între rezistența la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și rezistența la compresiune, σ_{cr} , determinate la solicitarea de compresiune dinamică pentru cât mai multe valori ale densității spumei metalice studiate. De precizat că testele de compresiune statică au fost realizate la Academia Slovacă de Științe din Bratislava (SAS). Epruvetele semicilindrice au fost tăiate din același cilindru, astfel o jumătate a fost solicitată la compresiune statică iar cealaltă jumătate a fost solicitată la compresiune dinamică.

2.4 - Determinarea proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim dinamic77



Fig. 2.53. Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Instron-Dynatup. Compresiune dinamică.

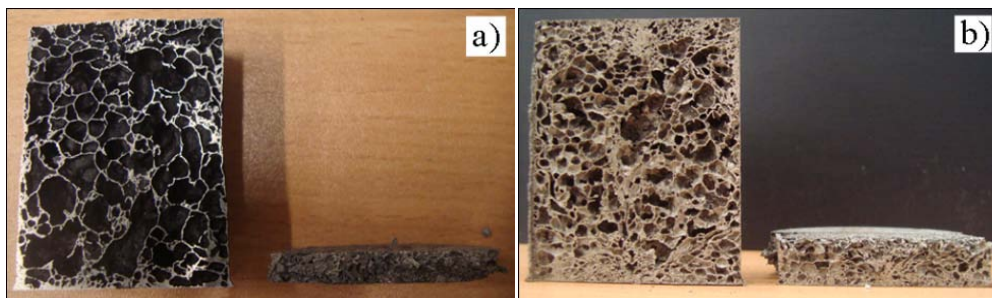


Fig. 2.54. Epruvetele solicitate la compresiune dinamică, densitatea de 350 kg/m³(a) și densitatea de 500 kg/m³(b).

În tabelul 2.8 sunt prezentate valorile rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică. Figura 2.55 prezintă corelarea rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% din deformație, iar figura 2.56 prezintă corelarea rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de

compresiune statică și dinamică calculată la 50% din deformație. În urma acestui studiu au fost propuse și două relații privind corelarea rezistenței la compresiune, σ_c , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% și 50% din deformație:

$$\sigma_{c20\%,dyn} = 0.791 \cdot \sigma_{c20\%,st} + 1.147 \quad (2.59)$$

$$\sigma_{c50\%,dyn} = 0.860 \cdot \sigma_{c50\%,st} + 0.990 \quad (2.60)$$

Tabelul 2.8. Valorile rezistenței la compresiune, σ_c , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică

Compresiune Statică			Compresiune Dinamică		
Densitatea	Rezistența la compresiune		Densitatea	Rezistența la compresiune	
ρ [kg/m ³]	$\sigma_{c20\%}$ [MPa]	$\sigma_{c50\%}$ [MPa]	ρ [kg/m ³]	$\sigma_{c20\%}$ [MPa]	$\sigma_{c50\%}$ [MPa]
352	2.54	3.2	364	2.74	4.32
373	2.03	2.72	378	2.65	3.77
399	2.55	4.53	404	3.26	4.3
408	2.63	4.87	421	3.11	5.76
423	3.98	5.06	454	4.33	4.9
513	4.33	6.29	535	4.13	5.49
534	4.38	7.88	549	5.12	7.63
684	9.73	12.05	721	9.82	11.8
785	16.16	17.23	811	13.4	15.83

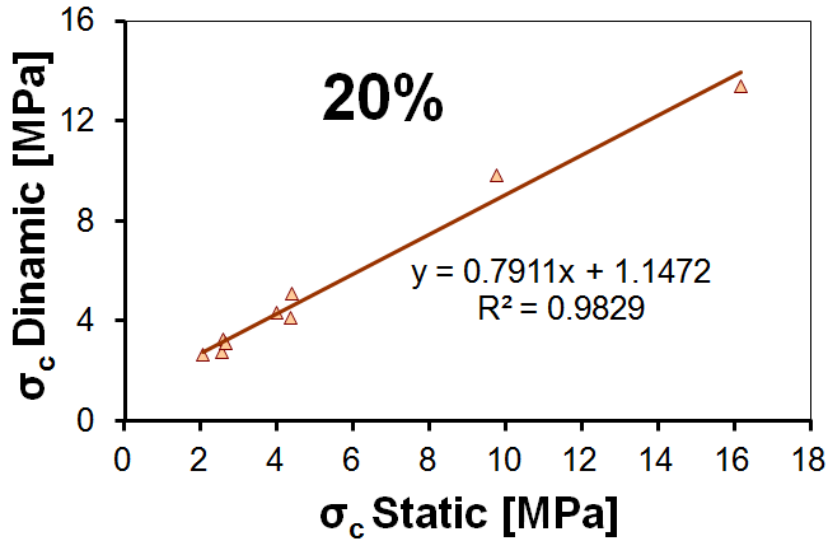


Fig. 2.55. Corelarea rezistenței la compresiune, σ_c , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% din deformație

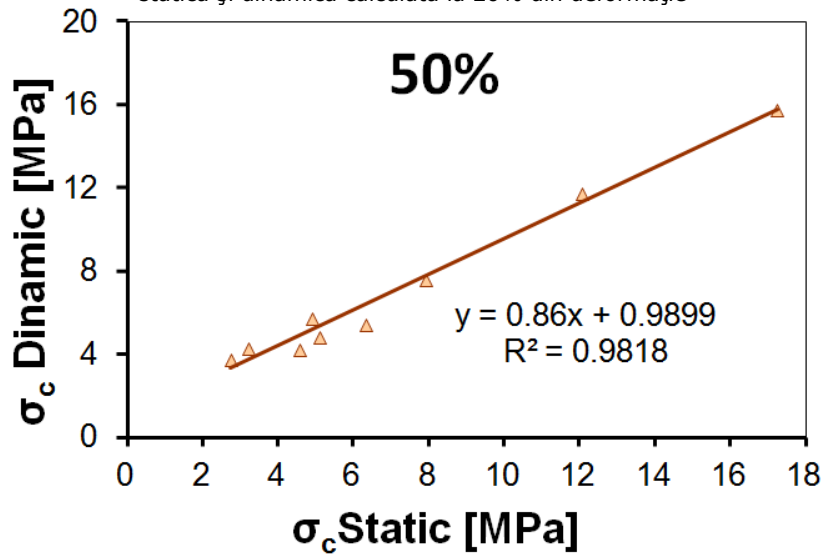


Fig. 2.56. Corelarea rezistenței la compresiune, σ_c , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 50% din deformație.

2.4.2. Evaluarea la oboseală a spumelor metalice cu compoziția M8

Utilizarea spumelor metalice pentru diferite aplicații, miez pentru structurile de tip sandwich, duce la analiza degradării acestora din punct de vedere al solicitărilor ciclice. Fenomenul de degradare are ca punct de pornire apariția unei

fisuri în fețele celulelor, această fisură dezvoltându-se până în muchiile spumelor metalice cu celule închise [Ashby și alții (2000)].

În cazul testelor de oboseală (compresiune – compresiune) spumele metalice prezintă două tipuri de mecanisme de degradare:

- apariția unor multiple benzi de degradare, independente una de cealaltă, în zonele unde structura prezintă o densitate scăzută. Acest tip de degradare este specific spumelor metalice cu denumirea comercială de Alporas.
- apariția unei singure benzi de degradare în zona în care spuma prezintă densitatea cea mai scăzută. Acest tip de degradare este specific spumelor metalice cu denumirea comercială de Alulight.

În cadrul programului experimental a fost studiată o spumă metalică cu compoziția M8, solicitată la oboseală (compresiune – compresiune). Încercările experimentale de oboseală au fost realizate pe o mașină pentru încercări statice și de oboseală Walter Bay de 10 kN, figura 2.57, din dotarea Laboratorului „Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara. Testele au fost realizate la temperatura ambiantă și la o frecvență de 10 Hz, epruvetele utilizate având formă cilindrică, 25x25 mm, coeficientul de asimetrie fiind de 0.1. Densitatea spumei metalice investigate este de aproximativ $500 \pm 15 \text{ kg/m}^3$.

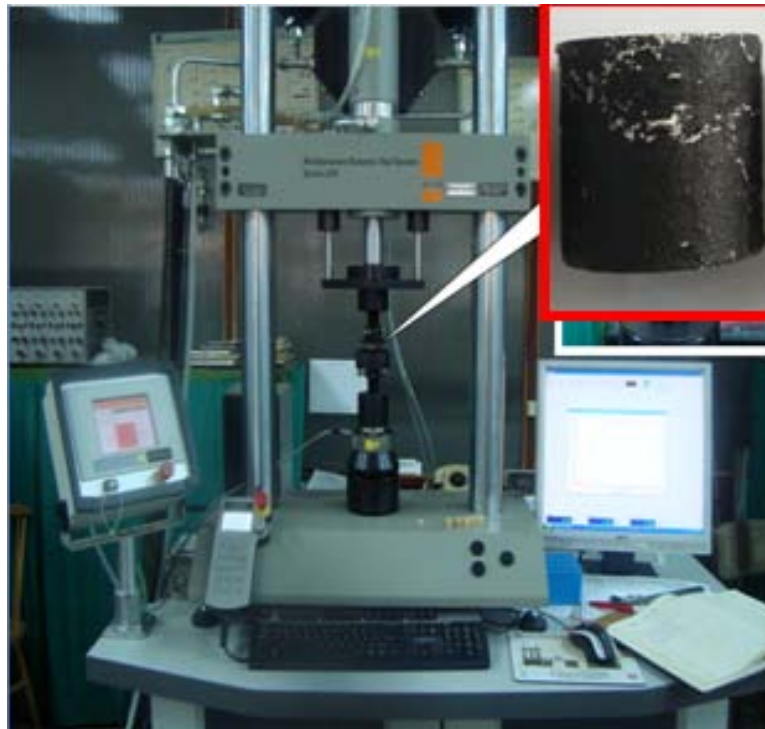


Fig. 2.57. Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat, Walter Bay de 10 kN.

În urma testelor de compresiune statică s-a constatat că spuma metalică cu compoziția M8 prezintă un comportament ductil, la temperatura ambiantă. În cazul testelor de oboseală (compresiune – compresiune) s-a constatat că principalul mecanism de degradare a structurii celulare la acest tip de spumă metalică este apariția unei singure benzi în zona în care spuma prezintă densitatea cea mai scăzută, confirmând comportamentul ductil, figura 2.58.

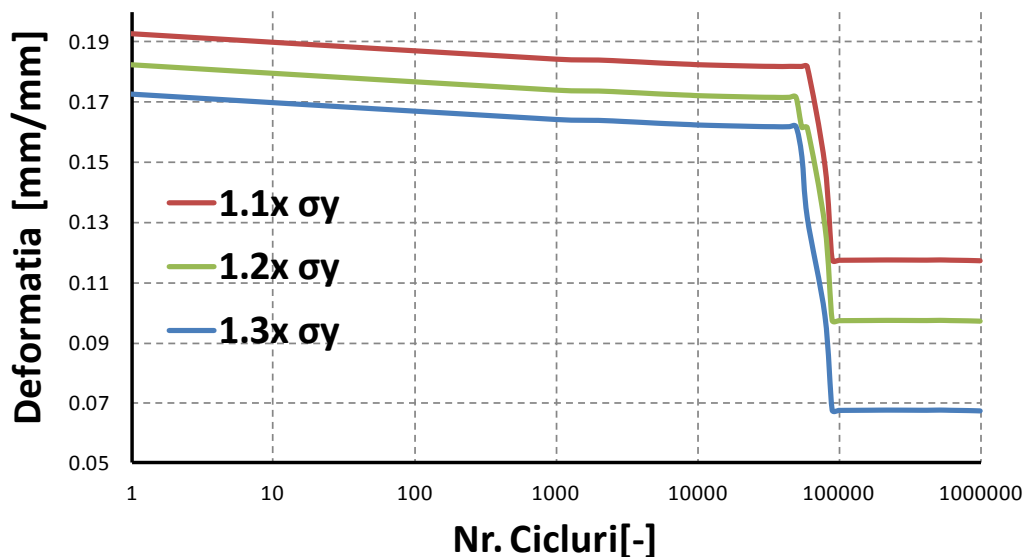


Fig. 2.58. Fenomenul de degradare al spumelor metalice cu compoziția M8 solificate la oboseală.

În acest capitol s-a realizat identificarea tipului de spumă metalică: analiza microscopică, stabilirea compoziției spumei metalice și determinarea densității.

S-au determinat proprietăților elastice (modulul de elasticitate longitudinal, E , modulul de elasticitate transversal, G , coeficientul de amortizare, Q^{-1} , Coeficientul lui Poisson, ν) utilizând metoda excitării prin impuls, o metodă de testare nedistructivă. S-a demonstrat că densitatea se dovedește a fi un parametru important, valorile modulelor de elasticitate longitudinal (E) și transversal (G) cresc odată cu creșterea densității, pe când coeficientul de amortizare (Q^{-1}) scade odată cu creșterea densității. S-a realizat determinarea Coeficientului lui Poisson (ν) cu această metodă, ceea ce reprezintă un mare câștig, deoarece acest parametru este folosit aproape în toate calculele de proiectare și analiză numerică, s-a demonstrat că nu are o valoare constantă, fiind dependent de structura spumei metalice studiate. S-au determinat proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static la solicitarea de compresiune și încovoiere în trei puncte. La solicitarea de compresiune statică s-a analizat influența densității, influența temperaturii și influența învelișului asupra proprietăților mecanice pentru spuma metalică M8, constatându-se un comportament ductil al spumei metalice. S-a constatat că odată cu creșterea densității se obține o creștere semnificativă a proprietăților mecanice. Influența cea mai importantă asupra caracteristicilor mecanice se poate observa după temperatura de 100°C , când are loc o scădere semnificativă a acestora. S-a

observat că odată cu păstrarea învelișului se obține o creștere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel învelișul are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresiune. La solicitarea de încovoiere în trei puncte s-a studiat influența învelișului asupra proprietăților mecanice pentru spuma metalică M8. S-a constatat că învelișul are un rol important asupra caracteristicilor mecanice determinate la solicitarea de încovoiere în trei puncte în regim static, astfel valoarea modului de elasticitate calculat la încovoiere în trei puncte pentru direcția de încărcare perpendiculară pe înveliș este de două ori mai mare față de valoarea modului de elasticitate calculat la încovoiere în trei puncte pentru direcția de încărcare paralelă pe înveliș.

S-a realizat corelarea rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% și 50 % din deformație. Au fost propuse și două relații privind corelarea rezistenței la compresiune, σ_{cr} , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% și 50% din deformație.

S-a constatat în cazul testelor de oboseală (compresiune – compresiune) că principalul mecanism de degradare a structurii celulare la acest tip de spumă metalică este apariția unei singure benzi în zona în care spuma prezintă densitatea cea mai scăzută, confirmând comportamentul ductil al spumei metalice de aluminiu cu compoziția M8.

3. UTILIZAREA METODEI CORELĂRII DE IMAGINI DIGITALE PENTRU INVESTIGAREA DEGRADĂRII SPUMELOR METALICE.

În acest capitol au fost investigate două tipuri de spume metalice, S7 și M8, solicitate la compresiune statică. Utilizând sistemul optic ARAMIS 2D au fost realizate hărțile deformațiilor principale pentru fiecare compoziție. De asemenea cu ajutorul sistemului optic ARAMIS 2D a fost calculat și Coeficientul lui Poisson pentru cele două compoziții.

3.1 Noțiuni introductive

Metoda corelării de imagini digitale este o metodă relativ nouă de investigare a deplasărilor și deformațiilor unui obiect. Metoda constă în achiziția imaginilor, stocarea acestora și prelucrarea acestora pentru a obține cât mai multe informații referitoare la câmpul deformațiilor pentru obiectul sau structura analizată. Convertirea imaginilor în măsurători experimentale ale deformațiilor și deplasărilor unui obiect sau al unei structuri presupune luarea în calcul a două ipoteze. Prima ipoteză se referă la existența unei corespondențe directe între deplasările punctelor din imagine și deplasările punctelor de pe obiectul sau structura studiată, astfel încât deplasările punctelor de pe obiect sau structură să poată fi cuantificate pe baza celor din imagine. A doua ipoteză presupune că fiecare subregiune a obiectului studiat are un contrast corespunzător pe baza căruia se realizează o corelare exactă pentru a descrie deplasările locale din imagine [ARAMIS User Manual, Banhart (1998), Fazzini (2010)].

3.2 Rezultate experimentale

Încercările experimentale efectuate în Laboratorul „Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara pe o mașină de încercări de tracțiune – compresiune LBG A009 de 100 kN. În figura 3.1 este prezentat ansamblul format din mașina de încercat și sistemul optic ARAMIS 2D, sistem aflat în dotarea Laboratorului de Rezistența Materialelor al Universității Tehnice din Lublin, Polonia.



Fig. 3.1. Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat și sistemul ARAMIS 2D

Performanțele sistemului ARAMIS 2D utilizat fiind: rezoluția camerei 10 MP; viteza de achiziție a imaginilor până la 15 Hz; precizia de măsurare a deformațiilor până la 0.01%. Testele au fost realizate la temperatura ambiantă, viteza de încercare fiind 0.5 mm/min. Epruvetele au formă semicilindrică și compoziția M8 și S7. Datorită sensibilității unui astfel de sistem de măsurare, a fost necesară pregătirea suprafeței epruvetelor analizate. În figura 3.2 se poate observa că inițial epruvetele prezintă goluri destul de mari (a), fapt ce a dus la umplerea acelor goluri cu plastilină (b), odată creată suprafața plană s-a aplicat un strat de vopsea sub forma unui nor de puncte pentru a crea un contrast cât mai bun în vederea măsurărilor (c) [Voiconi și alții (2014ab)].

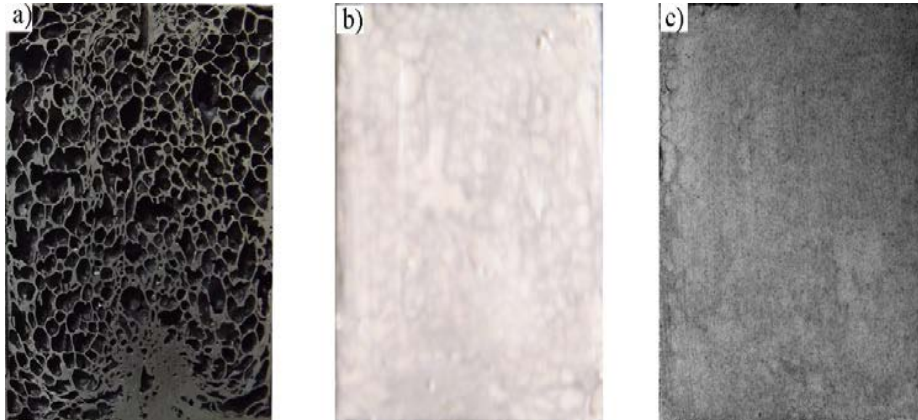


Fig. 3.2. Pregătirea suprafeței epruvetelor

În figura 3.3 este prezentată o hartă a deformațiilor principale pentru spuma metalică M8 sollicitată la compresiune statică, iar în figura 3.4 este prezentată o hartă a deformațiilor principale pentru spuma metalică S7 sollicitată la compresiune statică.

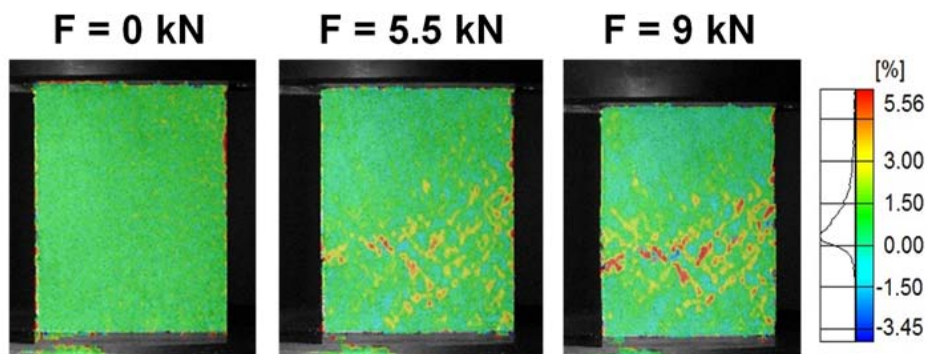


Fig. 3.3 Harta deformațiilor principale pentru spuma metalică M8 sollicitată la compresiune statică

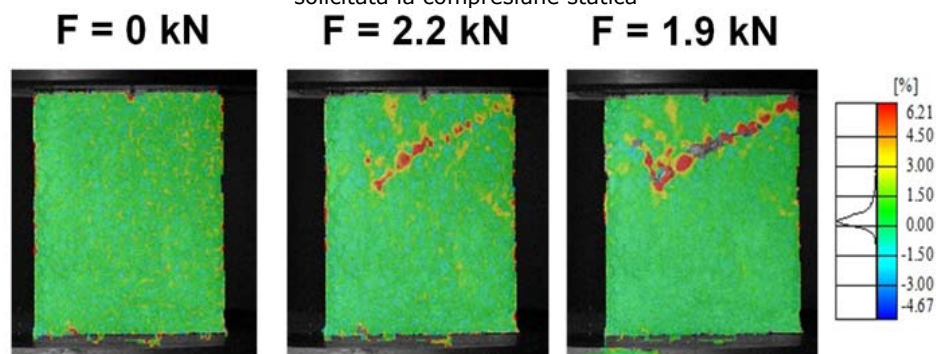


Fig. 3.4 Harta a deformațiilor principale pentru spuma metalică S7 sollicitată la compresiune statică

În cazul spumei metalice cu compoziția M8 se observă apariția la început a mai multor benzi de deformații în zona unde structura prezintă o densitate mai scăzută, care mai apoi se transformă într-o singură bandă cu orientarea perpendiculară pe planul de încărcare. În cazul spumei metalice cu compoziția S7 se observă apariția de la început a unei singure benzi de deformații în zona unde structura prezintă o densitate mai scăzută, care mai apoi se dezvoltă la aproximativ 45° față de pe planul de încărcare.

Cu ajutorul acestei metode de măsurare a deformațiilor a fost determinat și Coeficientul lui Poisson pentru cele două compoziții:

$$\nu = \frac{-\varepsilon_x}{\varepsilon_y} (\nu \text{ - reprezintă direcția de încărcare})$$

În figura 3.5 este prezentat modul în care au fost selectate direcțiile de măsurare prin metoda punctelor, practic punctele de marcare a direcțiilor au rolul unui extensometru.

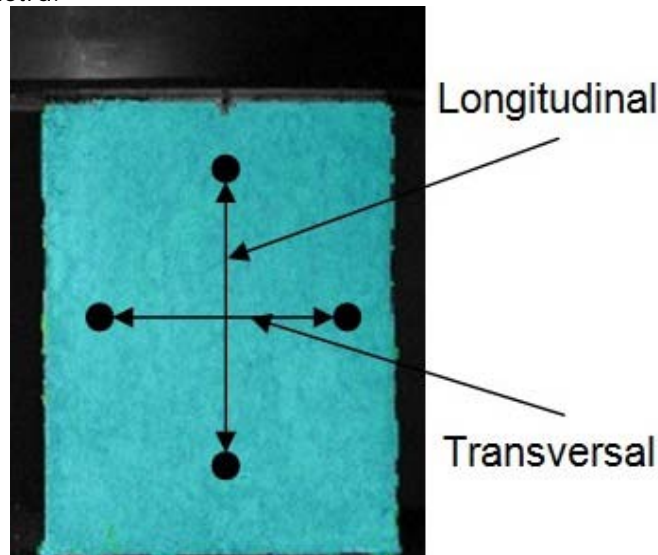


Fig. 3.5 Punctele de măsurare pe direcție transversală și longitudinală

În tabelul 3.1 sunt prezentate valorile Coeficientului lui Poisson pentru cele două compoziții studiate.

Tabelul 3.1 Valorile Coeficientului lui Poisson pentru cele două compoziții studiate

Material	Densitatea [kg/m ³]	Coeficientul lui Poisson
S7	400	0.22
	460	0.32
M8	450	0.28
	490	0.36

În acest capitol se prezintă analiza a două tipuri de spume metalice, S7 și M8, solicitate la compresiune statică, utilizând sistemul optic ARAMIS 2D au fost realizate hărțile deformațiilor principale pentru fiecare compoziție și s-a calculat Coeficientul lui Poisson pentru cele două compoziții.

S-au realizat hărțile deformațiilor principale pentru spumele metalice M8 și S7 solicitate la compresiune statică. În cazul spumei metalice cu compoziția M8 se observă apariția la început a mai multor benzi de deformații în zona unde structura prezintă o densitate mai scăzută, care mai apoi se transformă într-o singură bandă cu orientarea perpendiculară pe planul de încărcare, în cazul spumei metalice cu compoziția S7 se observă apariția de la început a unei singure benzi de deformații în zona unde structura prezintă o densitate mai scăzută, care mai apoi se dezvoltă la aproximativ 45° față de pe planul de încărcare.

4. CARACTERIZAREA MECANICĂ A STRUCTURILOR DE TIP SANDWICH CARE CONȚIN SPUME METALICE

În acest capitol se va realiza analiza unor structuri compozite de tip sandwich cu miez din spumă metalică solicitate la încovoiere în trei puncte în regim static și dinamic cât și analiza unor tuburi metalice subțiri umplute cu spumă metalică solicitate la compresiune statică, realizându-se și o analiză numerică pentru acest tip de structură.

4.1 Noțiuni introductive

Construcțiile compozite de tip sandwich sunt alcătuite din două fețe rigide separate printr-un miez mai ușor, în figura 4.1 fiind prezentat modul de asamblare al unor astfel de structuri compozite, [Gibson și Ashby (1997), Burman (1998), Sarzynsky (2003)].

Odată cu separarea feței de miez se produce o creștere a momentului de inerție a panoului cu o mică creștere în greutate, din aceasta rezultând o structură eficientă pentru a rezista la solicitări de încovoiere și flambaj.

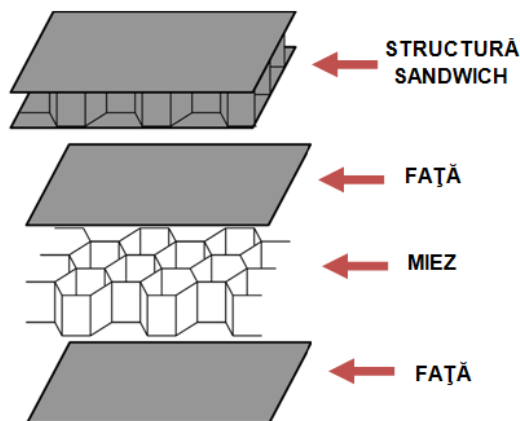


Fig. 4.1 Schema de asamblare a structurilor de tip sandwich.

Materialele compozite prezintă proprietăți anizotrope datorită faptului că sunt formate din mai multe componente, a căror organizare și elaborare permite folosirea celor mai bune caracteristici ale componentelor, astfel încât materialul rezultat să posede proprietăți finale generale, superioare componentelor din care este alcătuit. În general, o construcție sandwich se caracterizează printr-o structură de suprafețe multistrat, structură formată de obicei din trei straturi: (i) două straturi de acoperire denumiteși „învelișuri” sau „fețe”, care formează structura portantă (grindă, placă, membrană etc.), aceste straturi fiind alcătuite din material rigidi rezistent; respectiv (ii) un strat intermediar denumit „miez” care are drept scop de a susține „fețele” [Jongman și Stephen (2001), Linul și alții (2011)].

Proiectarea compozitelor de tip sandwich poate fi formulată ca o problemă de optimizare, unde scopul este de a realiza panouri cu greutate minimă, dar care îndeplinesc constrângerile privind rigiditatea și rezistența. Această optimizare poate fi efectuată în ceea ce privește grosimile fețelor și ale miezului, în ceea ce privește materialele miezului și fețelor și în ceea ce privește densitatea miezului [Lim și alții (2004)], Triantafillou și Gibson (1987a)]. Comportamentul mecanic al panourilor de tip sandwich depinde în cea mai mare parte de proprietățile fețelor și miezului și de asemenea de geometria lor. În cele mai multe aplicații, panourile trebuie să prezinte o rigiditate minimă necesară, pentru a nu se rupe sub unele încărcări maxime și de asemenea trebuie să fie cât mai ușoare posibil. La cel mai simplu nivel, materialele fețelor și ale miezului și densitatea sunt date, iar principala sarcină este de a realiza o selecție optimă a grosimii acestora [Triantafillou și Gibson (1987b), Allen (1969)].

Principalele proprietăți ale structurilor de tip sandwich cu miez de spumă metalică sunt:

- rigiditate specifică mare
- excelentă capacitate de absorbție a energiei
- o gamă largă de posibilități pentru modelare
- coeficient de amortizare mecanică mare
- coeficient de amortizare acustică mare
- conductivitate termică redusă
- conductivitate electrică redusă
- gamă largă de aplicare
- non-combustibilitate
- ușor de reciclat
- ușor de prelucrat mecanic (tăiere, frezare, strunjire, etc.)
- posibilitatea utilizării unor foarte multe tehnici de îmbinare (sudură, lipire, lipire cu adezivi etc.)

4.2 Aplicații ale structurilor de tip sandwich

Materialele compozite fac parte din categoria noilor materiale create special pentru a răspunde unor exigențe deosebite privind rezistența mecanică, rigiditatea, rezistența la coroziune, greutate mică, rezistența la oboseală, la șocuri și la uzură și stabilitate dimensională, fiind utilizate pe scară tot mai largă în diferite domenii: (i) domeniul construcției de mașini (lagăre, roți dintate, rotoare de compresoare centrifugale, palete de ventilatoare, biele etc.); (ii) domeniul aerospațial (structuri de aeronave, componente ale motoarelor funcționând în regim termic ridicat, sisteme de frânare etc.); (iii) domeniul transportului naval (structuri pentru ambarcațiuni sportive și nave ușoare etc.); (iv) domeniul transportului rutier (caroserii pentru autovehicule, sistemul de alimentare cu combustibil, panouri de comandă etc.); (v) domeniul medical (proteze, incubatoare medicale, containere materiale biologice; cutii depozitare mostre medicale, carcase transport instrumente), (vi) domeniul sportului (căști de protecție, încălțăminte, schiuri); domeniul hidrotehnicii (conducte preizolate cu spumă poliuretanică etc); panouri de încălzire/răcire, figura 4.2. Spre exemplu, ponderea materialelor compozite în structura avioanelor a depășit 50% la multe tipuri de avioane moderne civile sau militare, 20 % la multe tipuri de elicoptere și cu o pondere de peste 80 – 90 % pentru palele rotoarelor elicopterelor sau cele pentru generarea de energie electrică. Toate aceste aplicații, amintite mai sus, evidențiază foarte clar importanța utilizării materialelor compozite din punct de vedere socio-economic, ducând totodată la

necesitatea studierii acestora din punct de vedere științific la un nivel mult mai amplu.

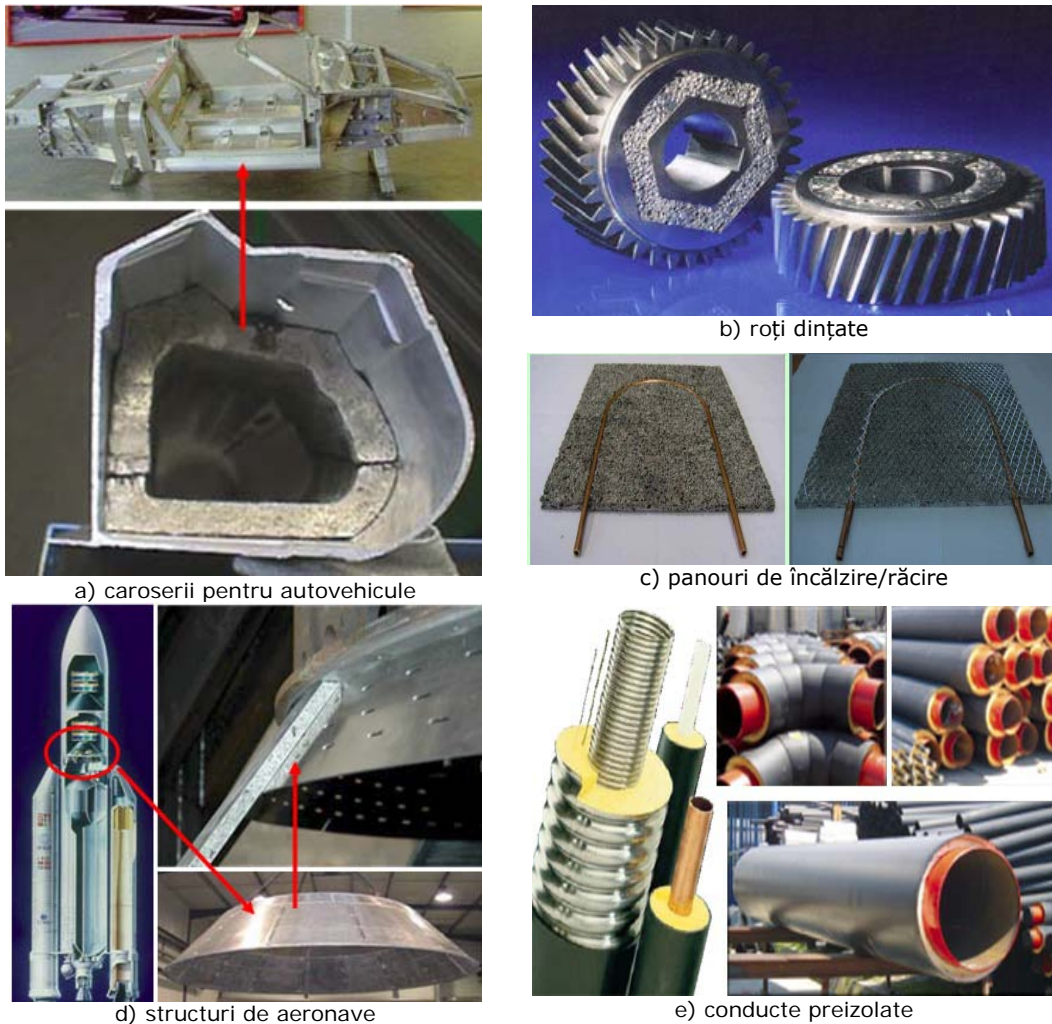


Fig. 4.2 Aplicații ale materialelor compozite de tip sandwich

4.3 Analiza structurilor de tip sandwich cu miez din spumă metalică

În acest capitol se va face analiza unor structuri compozite de tip sandwich cu miez din spumă metalică solicitate încovoiere la în trei puncte în regim static și dinamic, pentru care se va realiza caracterizarea fețelor, caracterizarea miezului și caracterizarea întregii structuri.

4.3.1 Rigiditatea structurilor de tip sandwich

În figura 4.3 sunt prezentate o serie de structuri compozite de tip sandwich, una din cele mai simple structuri de analizat din punct de vedere al încărcării este grinda de tip sandwich, alte structuri mai complicate ce pot fi analizate în mod similar sunt de tipul coloanelor, plăcilor, învelișurilor, etc.

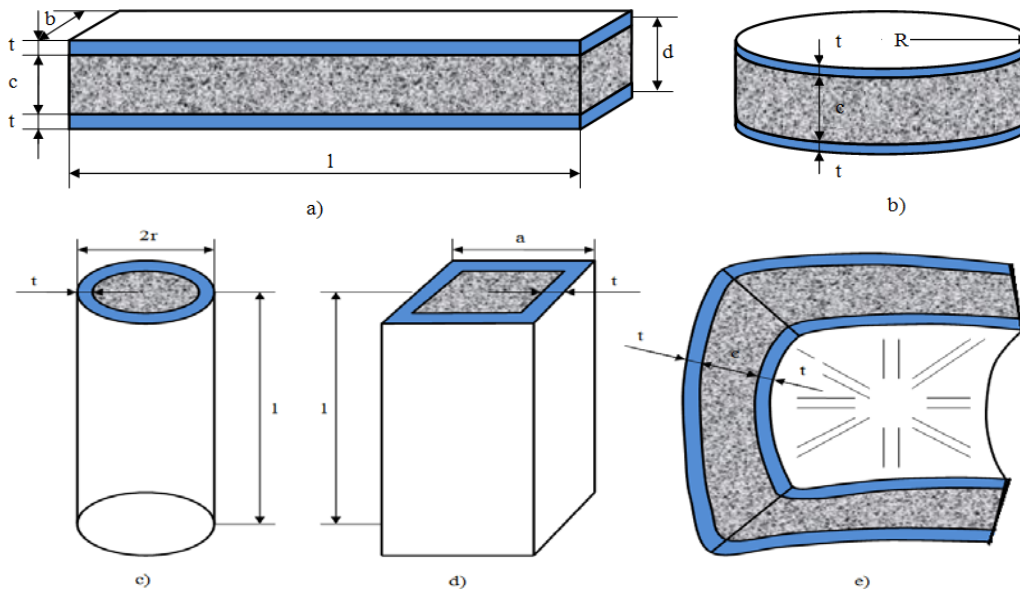


Fig. 4.3 Geometria structurilor compozite de tip sandwich: a) grindă dreptunghiulară; b) placă circulară; c) coloană circulară; d) coloană pătrată; e) element tip înveliș

Parametrii geometrici ai structurilor compozite de tip sandwich utilizați în analiza unor astfel de structuri sunt:

- a - lățimea unei grinzi tubulare de secțiune pătrată, [mm]
- b - lățimea unei grinzi de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară, [mm]
- c - grosimea miezului pentru o grindă dreptunghiulară, placă sau înveliș, [mm]
- d - distanța dintre centrele fețelor pentru o grindă de tip sandwich, [mm]
- l - lungimea utilă a grinzii sau înălțimea coloanei, [mm]
- R - raza pentru o placă circulară de tip sandwich, [mm]
- r - raza miezului pentru un tub de tip sandwich, [mm]
- t - grosimea feței pentru o grindă de tip sandwich, [mm]

În figura 4.4 este prezentată o grindă de tip sandwich solicitată de forța P la încovoiere în trei puncte, unde distanța dintre reazeme este l , lățimea b , grosimea miezului c , deplasarea centrală δ și densitatea, ρ_f . Modulul de elasticitate al fețelor, E_f , iar pentru miez, ρ_c^* , respectiv E_c^* , iar modulul de elasticitate

transversal al miezului este, G_C^* . Modulul de elasticitate al miezului variază continuu cu densitatea spumei, ρ_C^* :

$$E_C^* = C_1 E_S \left(\frac{\rho_C^*}{\rho_S} \right)^2 \quad (4.1)$$

$$G_C^* = C_2 E_S \left(\frac{\rho_C^*}{\rho_S} \right)^2 \quad (4.2)$$

unde, $C_1 \approx 1$ și $C_2 \approx 0.4$ sunt constante de proporționalitate.

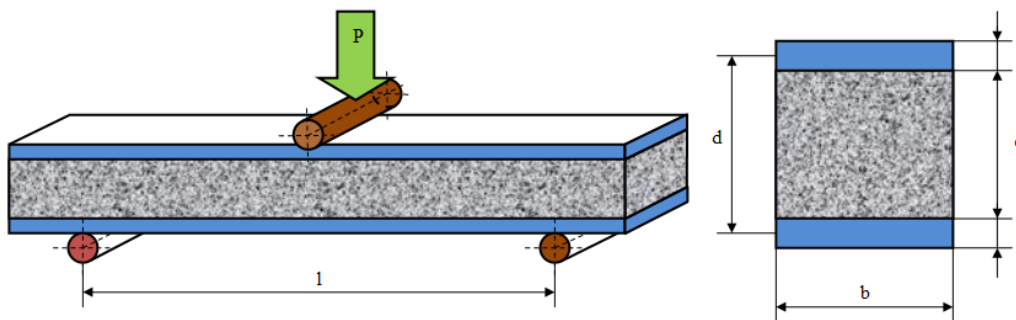


Fig. 4.4 Grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară sollicitată la încovoiere în trei puncte

Rigiditatea unei grinzi de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară este calculată plecând de la rigiditatea echivalentă la forfecare, $(AG)_{ech}$ și de la rigiditatea echivalentă la încovoiere, $(EI)_{ech}$ a grinzii.

4.3.1.1 Rigiditatea echivalentă la forfecare

Pentru determinarea rigidității echivalente la forfecare a unei grinzi de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară au fost utilizate trei metode de calcul analitic:

- Metoda Clasică;
- Metoda Exactă;
- Metoda Aproximativă.

Metoda Clasică

Rigiditatea la forfecare echivalentă calculată prin Metoda Clasică este dată de următoarea relație de calcul, [Allen, (1969), Gibson și Ashby (1997)]:

$$(AG)_{ech} = \frac{bd^2 G_C^*}{c} \quad (4.3a)$$

iar pentru fețe subțiri ($d \approx c$), se poate scrie:

$$(AG)_{ech} = bc G_C^* \quad (4.3b)$$

Metoda Exactă

Relația de calcul a rigidității la forfecare prin Metoda Exactă se obține în următorul mod, [Bîrsan și alții (2013)]:

Se notează cu:

$$\langle f \rangle = \int_{\Sigma} f dx_1 dx_2, \quad \forall f \quad (4.4)$$

$$(AG)_{ech} = k \cdot \langle G \rangle \cdot \frac{\langle \rho x_2^2 \rangle \cdot \text{Aria}(\Sigma)}{\langle \rho \rangle \cdot \langle x_2^2 \rangle} \quad (4.5)$$

k reprezintă factorul de corecție la forfecare și se calculează cu ajutorul relației următoare:

$$k = \frac{\eta^2}{12} \quad (4.6)$$

Fiecare termen se calculează separat, astfel:

$$\begin{aligned} \langle G \rangle &= \int_{\Sigma} G dx_1 dx_2 = \int_{-b/2}^{b/2} \left(\int_{-a/2}^{a/2} G dx_2 \right) dx_1 = b \int_{-a/2}^{a/2} G dx_2 = \\ &= b \left(\int_{-a/2}^{-c/2} G_f dx_2 + \int_{-c/2}^{c/2} G_c dx_2 + \int_{c/2}^{a/2} G_f dx_2 \right) \\ &= b(c G_c + 2 t_f G_f) \end{aligned} \quad (4.7)$$

$$\begin{aligned} \langle \rho x_2^2 \rangle &= \int_{\Sigma} \rho x_2^2 dx_1 dx_2 = \int_{-a/2}^{a/2} \left(\int_{-b/2}^{b/2} \rho x_2^2 dx_1 \right) dx_2 = b \int_{-a/2}^{a/2} \rho x_2^2 dx_2 = \\ &= b \left(\int_{-a/2}^{-c/2} \rho_f x_2^2 dx_2 + \int_{-c/2}^{c/2} \rho_c x_2^2 dx_2 + \int_{c/2}^{a/2} \rho_f x_2^2 dx_2 \right) = \\ &= b \left(\rho_f \frac{x_2^3}{3} \Big|_{-a/2}^{-c/2} + \rho_c \frac{x_2^3}{3} \Big|_{-c/2}^{c/2} + \rho_f \frac{x_2^3}{3} \Big|_{c/2}^{a/2} \right) = \\ &= b \left[\rho_f \frac{1}{3} \left(\frac{a^3}{8} - \frac{c^3}{8} \right) + \rho_c \frac{1}{3} \left(\frac{c^3}{8} + \frac{c^3}{8} \right) + \rho_f \frac{1}{3} \left(\frac{a^3}{8} - \frac{c^3}{8} \right) \right] = \\ &= \frac{b}{3} \left[\rho_f \frac{a^3 - c^3}{4} + \rho_c \frac{c^3}{4} \right] \end{aligned} \quad (4.8)$$

Utilizând ecuațiile (4.6) și (4.8), se obține:

$$\langle \rho x_2^2 \rangle = b \left[\rho_f \frac{t_f d^2}{2} + \rho_f \frac{t_f^3}{6} + \rho_c \frac{c^3}{12} \right] \quad (4.9)$$

$$\begin{aligned} \langle \rho \rangle &= \int_{\Sigma} \rho dx_1 dx_2 = \int_{-b/2}^{b/2} \left(\int_{-a/2}^{a/2} \rho dx_2 \right) dx_1 = b \int_{-a/2}^{a/2} \rho dx_2 = \\ &= b \left(\int_{-a/2}^{-c/2} \rho_f dx_2 + \int_{-c/2}^{c/2} \rho_c dx_2 + \int_{c/2}^{a/2} \rho_f dx_2 \right) = b(c \rho_c + 2 t_f \rho_f) \end{aligned} \quad (4.10)$$

$$Aria(\Sigma) = a \cdot b \quad (4.11)$$

$$\langle x_2^2 \rangle = \int_{-b/2}^{b/2} \left(\int_{-a/2}^{a/2} x_2^2 dx_2 \right) dx_1 = b \frac{x_2^3}{3} \Big|_{-a/2}^{a/2} = \frac{b}{3} \left(\frac{a^3}{8} + \frac{a^3}{8} \right) = \frac{b a^3}{12} \quad (4.12)$$

Înlocuind ecuațiile (4.7), (4.9), (4.10), (4.11) și (4.12) în ecuația (4.5), se obține:

$$(AG)_{ech} = k \frac{b(cG_c + 2t_f G_f)}{b(c\rho_c + 2t_f \rho_f)} \cdot \frac{b a}{b a^3} \cdot b \left[\rho_f \frac{t_f d^2}{2} + \rho_f \frac{t_f^3}{6} + \rho_c \frac{c^3}{12} \right] \quad (4.13)$$

Relația de calcul a rigidității la forfecare prin Metoda Exactă se obține simplificând ecuația (4.13):

$$(AG)_{ech}^1 = k \frac{12 cG_c + 2tG_f}{a^2 c\rho_c^* + 2t\rho_f} \left(\rho_f \frac{btd^2}{2} + \rho_f \frac{bt^3}{6} + \rho_c^* \frac{bc^3}{12} \right) \quad (4.14)$$

Metoda Aproximativă

Dacă $t_f \ll c$, (raportul t_f/c având o valoare nesemnificativă), ecuația (4.14) se simplifică și astfel rezultă relația de calcul a rigidității la forfecare prin Metoda Aproximativă, [Bîrsan și alții (2013)]:

$$(AG)_{ech}^2 = kb \left(cG_c^* + 2tG_f + 4tG_c^* \frac{\rho_f - \rho_c^*}{\rho_c^*} \right) \quad (4.15)$$

4.3.1.2 Rigiditatea echivalentă la încovoiere

Figura 4.5 prezintă în detaliu o secțiune printr-o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară.

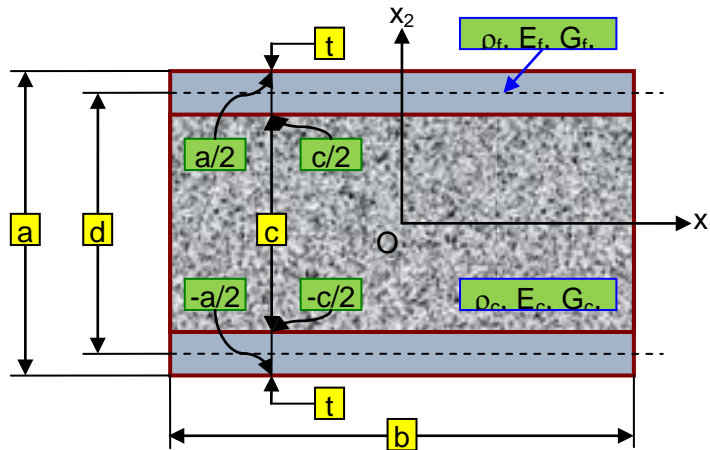


Fig. 4.5. Secțiune printr-o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară

4.3 - Analiza structurilor de tip sandwich cu miez din spumă metalică⁹⁵

Rigiditatea echivalentă la încovoiere a unei grinzi de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară cum este cea din figura 4.4, poate fi determinată în felul următor, [Burman (1998), Gibson și Ashby (1997), Allen (1969), Zenkert (1995)]:

$$\begin{aligned}
 (EI)_{ech} &= \int_{\Sigma} x_2^2 E dx_1 dx_2 = \int_{-a/2}^{a/2} \left(\int_{-b/2}^{b/2} x_2^2 E dx_1 \right) dx_2 = b \int_{-a/2}^{a/2} x_2^2 E dx_2 = \\
 &= b \left(\int_{-a/2}^{-c/2} E_f x_2^2 dx_2 + \int_{-c/2}^{c/2} E_c x_2^2 dx_2 + \int_{c/2}^{a/2} E_f x_2^2 dx_2 \right) = \\
 &= b \left(E_f \frac{x_2^3}{3} \Big|_{-a/2}^{-c/2} + E_c \frac{x_2^3}{3} \Big|_{-c/2}^{c/2} + E_f \frac{x_2^3}{3} \Big|_{c/2}^{a/2} \right) = \quad (4.16) \\
 &= b \left[E_f \frac{1}{3} \left(\frac{a^3}{8} - \frac{c^3}{8} \right) + E_c \frac{1}{3} \left(\frac{c^3}{8} + \frac{c^3}{8} \right) + E_f \frac{1}{3} \left(\frac{a^3}{8} - \frac{c^3}{8} \right) \right] = \\
 &= \frac{b}{3} \left[E_f \frac{a^3 - c^3}{4} + E_c \frac{c^3}{4} \right]
 \end{aligned}$$

unde,

$$\Sigma = \left\{ (x_1, x_2) \mid x_1 \in \left(-\frac{b}{2}, \frac{b}{2} \right), x_2 \in \left(-\frac{a}{2}, \frac{a}{2} \right) \right\} \quad (4.17)$$

Descompunerea termenului

$$\begin{aligned}
 a^3 - c^3 &= (d + t_f)^3 - (d - t_f)^3 = \\
 &= 2t_f \left[(d + t_f)^2 + (d - t_f)^2 + (d + t_f)(d - t_f) \right] = \quad (4.18) \\
 &= 2t_f \left[2(d^2 + t_f^2) + d^2 - t_f^2 \right] = \\
 &= 2t_f (3d^2 + t_f^2)
 \end{aligned}$$

Din ecuația (4.16) și (4.18), se obține:

$$(EI)_{ech} = b \left[E_c \frac{c^3}{12} + E_f \frac{t_f}{6} (3d^2 + t_f^2) \right] \quad (4.19)$$

sau

$$(EI)_{ech} = \frac{E_f b t_f^3}{6} + \frac{E_c b c^3}{12} + \frac{E_f b t_f d^2}{2} \quad (4.20a)$$

Rigiditatea la încovoiere a fețelor și a miezului, din jurul centrului lor de greutate, este descrisă de primul și al doilea termen: cele două împreună dau astfel rigiditatea grinzii în cazul în care fețele nu sunt lipite de miez. Cel de-al treilea termen, care descrie rigiditatea la încovoiere a fețelor, din jurul centrului de greutate al grinzii. În proiectarea optimă a sandwich-urilor primii doi termeni sunt mici comparativ cu cel de-al treilea termen. În practică, fețele sunt întotdeauna mai subțiri decât miezul, astfel încât se poate scrie că $d \approx c$ și astfel rezultă o relație aproximativă sub forma:

$$(EI)_{ech} = \frac{E_f b t c^2}{2} \tag{4.20b}$$

La aplicarea forței P , grinda se deformează, iar deplasarea δ este egală cu suma componentelor de încovoiere și forfecare:

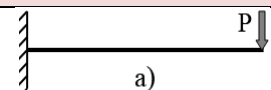
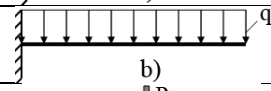
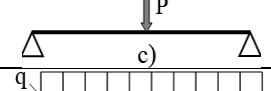
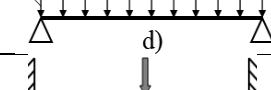
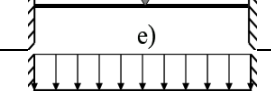
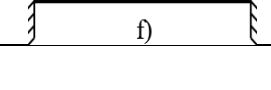
$$\delta = \delta_b + \delta_s = \frac{Pl^3}{B_1(EI)_{ech}} + \frac{Pl}{B_2(AG)_{ech}} \tag{4.21}$$

unde B_1 și B_2 sunt constante care depind de geometria încărcării. În Tabelul 5.1 sunt prezentate valorile constantelor pentru diferite moduri de încărcare ale grinzii, [ASTM C393-00, Gibson și Ashby (1997)]

Utilizând ec. (4.3b) și (5.20b), deplasarea grinzii este dată de relația:

$$\frac{\delta}{P} = \frac{2l^3}{B_1 E_f b t c^2} + \frac{l}{B_2 b c G_c^*} \tag{4.22}$$

Tabelul 4.1 Valorile constantelor pentru diferite moduri de încărcare ale grinzii

Modul de încărcare (toate grinzile au lungimea l)	B_1	B_2	B_3	B_4
	$\delta_b = \frac{Pl^3}{B_1(EI)_{ech}}$	$\delta_s = \frac{Pl}{B_2(AG)_{ech}}$	$M = \frac{Pl}{B_3}$	$Q = \frac{P}{B_4}$
 a)	3	1	1	1
 b)	8	2	2	1
 c)	48	4	4	2
 d)	$\frac{384}{5}$	8	8	2
 e)	192	4	8	2
 f)	384	8	12	2

Unde:

- a) grindă încastrată la un capăt și încărcată la celălalt cu o forță concentrată P ;
- b) grindă încastrată la un capăt și încărcată uniform distribuit cu sarcina, $q=P/l$;
- c) grindă solicitată la încovoiere în trei puncte cu forța concentrată, P , aplicată la mijloc. Toate încercările experimentale s-au realizat conform acestei geometrii de încărcare;
- d) grindă solicitată la încovoiere în trei puncte cu forța uniform distribuită, $q=P/l$.
- e) grindă încastrată la ambele capete și cu o forță concentrată, P , aplicată la mijloc;
- f) grindă încastrată la ambele capete și încărcată uniform distribuit cu sarcina, $q=P/l$.

4.3.2 Rezistența structurilor de tip sandwich

În proiectarea structurilor de tip sandwich atât rezistența cât și rigiditatea joacă un rol foarte important. În figura 4.6 este prezentată o grindă de tip sandwich solicitată de forța P la încovoiere în trei puncte, se pot identifica cel puțin trei moduri de rupere pentru grinzile de tip sandwich cu miez din spumă metalică. În această secțiune se vor analiza modurile de rupere pentru o grindă de tip sandwich.

4.3.2.1 Noțiuni teoretice privind rezistența structurilor de tip sandwich

Degradarea structurilor de tip sandwich se poate realiza atât prin ruperea cât și prin curgerea fețelor, (figura 4.6b) [Kuenzi, (1965); Ueng și Liu, (1979); Froud, (1980); Ciba-Giegy, (1980); Triantafillou și Gibson, (1987a,b)]. Un alt mod de degradare întâlnit este cel de indentare, acest fenomen de degradare produce deformații plastice pe suprafața superioară a grinzii în apropierea zonei de încărcare (figura 4.6c). Al treilea mod de degradare face referire la ruperea miezului care are loc cel mai uzual la forfecare (figura 4.6d) [Marșavina și alții (2013), Linul și alții (2013), Voiconiși alții (2014), Marșavina și alții (2014ab)].

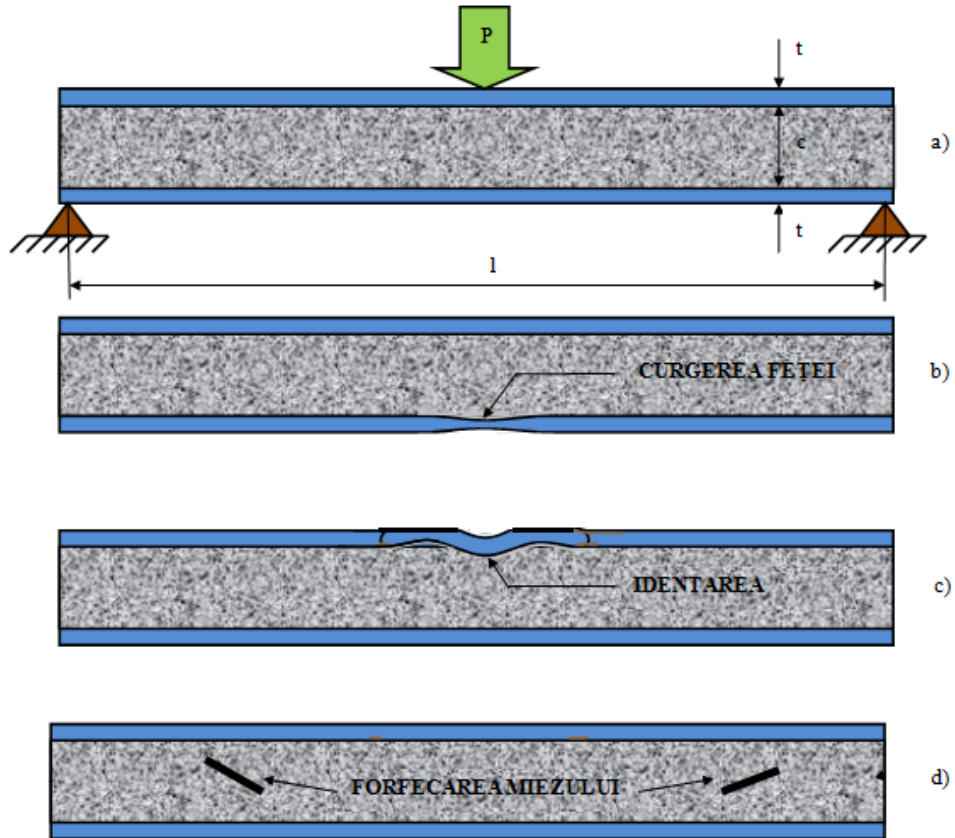


Fig. 4.6. Modurile de rupere pentru o grindă de tip sandwich: a) geometria încărcării; b) curgerea feței; c) indentarea; d) forfecarea miezului.

Găsirea expresiilor matematice pentru tensiunea normală σ_f și σ_c , și pentru tensiunea tangențială τ_f și τ_c prezente în fețe și miez se va realiza din analiza celor trei moduri de rupere. Tensiunile normale maxime sunt legate de momentul aplicat [Allen, (1969)]:

$$\sigma_f = \frac{MyE_f}{(EI)_{ech}} = \frac{M}{btc} \quad (4.23a)$$

$$\sigma_c = \frac{MyE_c^*}{(EI)_{ech}} = \frac{M}{btc} \frac{E_c^*}{E_f} \quad (4.23b)$$

unde M este momentul aplicat, y este distanța până la axa neutră, și $(EI)_{eq}$ este dată de relația (4.20b). În figura 4.7 se prezintă variația tensiunii tangențiale prin față și miez într-un mod parabolic; dar dacă fețele sunt mult mai rigide și mai subțiri decât miezul, tensiunea tangențială poate prezenta o variație liniară prin fețe și constantă prin miez [Gibson și Ashby (1997), Mills (2007)]:

$$\tau_c = \frac{Q}{bc} \quad (4.24)$$

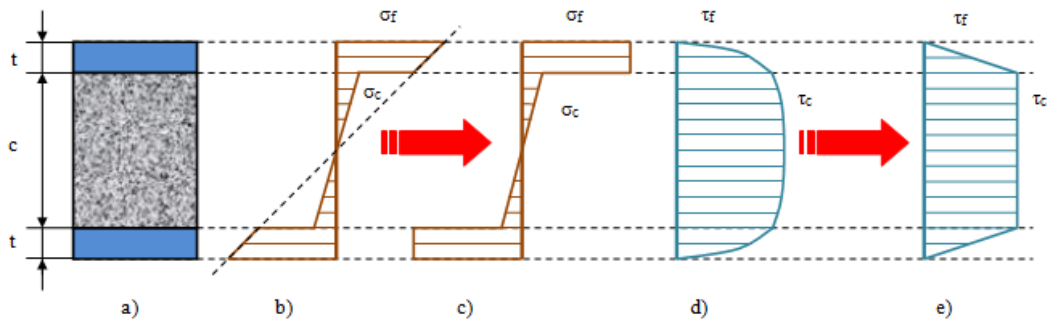


Fig. 4.7. Distribuția tensiunilor pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară: a) secțiunea transversală a grinzii; b) distribuția tensiunilor normale; c) distribuția aproximativă a tensiunilor normale; d) distribuția tensiunilor tangențiale; e) distribuția aproximativă a tensiunilor tangențiale

Tensiunea normală maximă apare în secțiunea unde momentul este maxim; aceasta poate fi legată de sarcina aplicată P , o constantă B_3 , care depinde de geometria încărcării. Momentul maxim este:

$$M = \frac{Pl}{B_3} \quad (4.25)$$

Rezultând tensiuni de forma următoare:

$$\sigma_f = \frac{Pl}{B_3 b t c} \quad (4.26a)$$

și

$$\sigma_c = \frac{Pl}{B_3 b t c} \frac{E_c^*}{E_f} \quad (4.26b)$$

Tensiunea tangențială medie în față și miez este:

$$2\tau_f = \tau_c = \frac{P}{B_4 b c} \quad (4.27)$$

unde, B_4 este o constantă suplimentară privind forța tangențială maximă din grindă, Q , la sarcina aplicată P . În relațiile următoare sunt date tensiunile principale, σ_1 și σ_2 , în cele două fețe și miez, și tensiunea tangențială maximă, τ_{max} , [Timoshenko și Goodier, (1970)]:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma}{2} \left\{ 1 + \left[1 + \left(\frac{2\tau}{\sigma} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (4.28a)$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma}{2} \left\{ 1 - \left[1 + \left(\frac{2\tau}{\sigma} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (4.28b)$$

și

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma}{2} \left[1 + \left(\frac{2\tau}{\sigma} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (4.28c)$$

Unde σ este tensiunea normală (ecuația (5.26)) și tensiunea tangențială (ecuația (5.27)) în oricare dintre fețe sau miez. În fețe, raportul $\frac{\tau_f}{\sigma_f} \left[\left(\frac{B_3}{B_4} \right) \cdot \frac{t}{l} \right]$ este mic, astfel încât $\sigma_1 = \sigma_f$, $\sigma_2 = 0$ și $\tau_{\max} = \tau_c$. În schimb, în

miez raportul $\frac{\tau_c}{\sigma_c} = \frac{B_3}{B_4} \frac{t}{l} \frac{E_f}{E_c^*}$ este de obicei mare. În acest caz se poate spune că:

$$\sigma_1 = \tau_c, \quad \sigma_2 = -\tau_c \quad \text{și} \quad \tau_{\max} = \tau_c.$$

4.3.2.2 Modurile de degradare al structurilor de tip sandwich

În cazul grinzilor tip sandwich de secțiune dreptunghiulară, cu miez din spumă metalică, se poate discuta de trei moduri principale de degradare: curgerea feței, indentarea și forfecarea miezului.

Curgerea feței

Dacă fețele structurii de tip sandwich sunt realizate dintr-un material ce are limita de curgere scăzută, atunci curgerea feței determină forța maximă, F_{fy} . O abordare simplă ar fi să presupunem dacă colapsul plastic apare atunci când fețele structurii de tip sandwich ating limita de curgere, σ_y^f , în timp ce curgerea miezului se produce simultan la un nivel al tensiunii, σ_y^c , vezi figura 4.6b. Pentru grinzile de tip sandwich supuse la încovoiere în trei puncte forța de rupere este dată de relația:

$$F_{fy} = \frac{4bt(c+t)}{l} \cdot \sigma_y^f + \frac{b \cdot c^2}{l} \cdot \sigma_y^c \quad (4.29)$$

Indentarea

Acest fenomen de degradare produce deformații plastice pe suprafața superioară a grinzii în apropierea zonei de încărcare, producând de asemenea compresiunea miezului structurii aflat la baza zonei încărcată, vezi figura 4.6c. Considerând o grindă de tip sandwich solicitată la încovoiere în trei puncte, forța de rupere se poate determina cu relația:

$$F = \frac{4M_p}{\lambda} + (a + \lambda) \cdot b\sigma_y^c \quad (4.30)$$

unde $M_p = bt^2/4$ reprezintă momentul plastic total al secțiunii feței. Minimizarea acestei soluții limite superioare pentru forța de rupere, F , se face cu respectarea parametrului λ , care produce o forță de indentare F_1 :

$$F_1 = 2bt \sqrt{\sigma_y^c \cdot \sigma_y^f} + ab\sigma_y^c \quad (4.31)$$

și

$$\lambda = t \cdot \frac{\sqrt{\sigma_y^f}}{\sqrt{\sigma_y^c}} \quad (4.32)$$

Forfecarea miezului

Prezența forței tăietoare într-o grindă de tip sandwich poate produce forfecarea miezului, vezi figura 5.6d, [Ashby și alții (2000)]. În cazul grinzilor de tip sandwich cu miez din spumă metalică se pot identifica două moduri de degradare care produc în final forfecarea miezului. Primul mod de degradare cuprinde formarea unor deformații plastice la mijlocul grinzii solicitate la încovoiere în trei puncte, obținându-se astfel forfecarea miezului. Modul doi de degradare presupune apariția deformațiilor plastice atât la mijlocul grinzii solicitate la încovoiere în trei puncte cât și în partea grinzii aflată în exteriorul reazemelor, H .

Considerând ca fiind îndeplinite condițiile specifice primului mod de degradare, forța de rupere, F_1 , se poate calcula cu relația:

$$F_1 = \frac{2bt^2}{l} \cdot \sigma_y^f + 2bc\tau_y^c \cdot \left(1 + \frac{2H}{l}\right) \quad (4.33)$$

unde τ_y^c reprezintă rezistența la forfecare a miezului, aceasta fiind cu aproximativ două treimi mai mare față de rezistența uniaxială, $\tau_y^c = 2 \sigma_y^c / 3$. Pentru ecuația 4.33 F_1 crește liniar cu lungimea grinzii aflată în exteriorul reazemelor, H .

Pentru modul doi de degradare forța de rupere, F_2 , se poate calcula cu relația:

$$F_2 = \frac{4bt^2}{l} \cdot \sigma_y^f + 2bc\tau_y^c \quad (4.34)$$

Din ecuațiile 4.33 și 4.34 se poate calcula lungimea grinzii aflată în exteriorul reazemelor, H , cu relația:

$$H = \frac{1}{2} \cdot \frac{t^2}{c} \cdot \frac{\sigma_y^f}{\tau_y^c} \quad (4.35)$$

4.3.3 Rezultate experimentale

În cadrul programului experimental a fost studiată o structură de tip sandwich solicitată la încovoiere în trei puncte atât static cât și dinamic. Structura

sandwich-ului este compusă din două fețe de tablă expandată de inox, miezul fiind din spumă metalică având compoziția AlSi10. Așa cum am prezentat anterior, pentru a studia în mod corect o astfel de structură trebuie cunoscute toate caracteristicile mecanice atât ale fețelor cât și ale miezului, astfel programul experimental afectuat pentru a caracteriza cât mai complet o astfel de structură cuprinde: caracterizarea mecanică a fețelor (solicitate la tracțiune), caracterizarea mecanică a miezului (solicitat la compresiune statică și dinamică dar și la încovoiere în trei puncte) și caracterizarea întregii structuri (solicitată la încovoiere în trei puncte static și dinamic).

4.3.3.1 Caracterizarea mecanică a fețelor

Condiții de testare:

- Temperatura testare: 20°C;
- Material fețe: tablă expandată de inox cu forma romb 4 x 2 mm și lățimea x grosimea = 1 x 0.5 mm;
- Viteza de încercare: 2 mm/min și 30 mm/min;
- Două direcții de testare.

Încercările de tracțiune au fost realizate pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 5kN din dotarea Laboratorului „Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara. În figura 4.8 sunt prezentate epruvetele utilizate înainte și după testare, fiind marcată și direcția de testare care se va păstra pe toată durata programului experimental pentru acest tip de structură sandwich, pentru fiecare direcție au fost utilizate câte cinci probe.

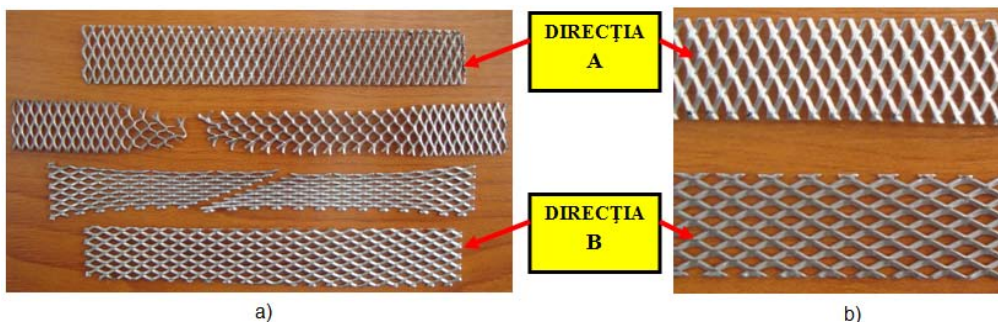


Fig. 4.8. Epruvete utilizate înainte și după testare (a) și direcția de testare (b)

În tabelul 4.2 sunt prezentate valorile medii ale dimensiunilor epruvetelor utilizate și forțele de rupere pentru fiecare direcție.

Tabelul 4.2. Valorile medii ale dimensiunilor epruvetelor utilizate și forțele de rupere

Direcția	L [mm]	I [mm]	Viteza [mm/min]	F _{max} [N]
A	120	15	2	345.4
B	120	15		2140
A	120	15	30	380.2
B	120	15		2600

4.3.3.1.1 Influența direcției

Figura 4.9 prezintă curba forță – deplasare pentru direcția A, iar figura 4.10 prezintă curba forță – deplasare pentru direcția B. În conformitate cu rezultatele prezentate în Tabelul 4.2, în figura 4.11 este prezentată variația forței maxime la rupere în funcție de direcția încărcării. Se poate observa că forța maximă la rupere pentru direcția B este aproximativ șase ori mai mare decât pentru direcția A.

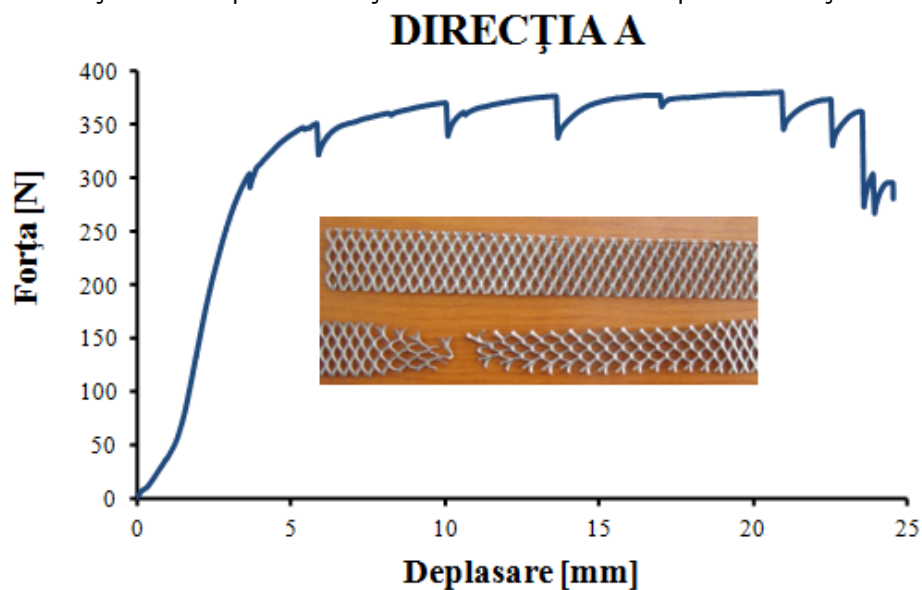


Fig. 4.9. Curba forță – deplasare pentru direcția A

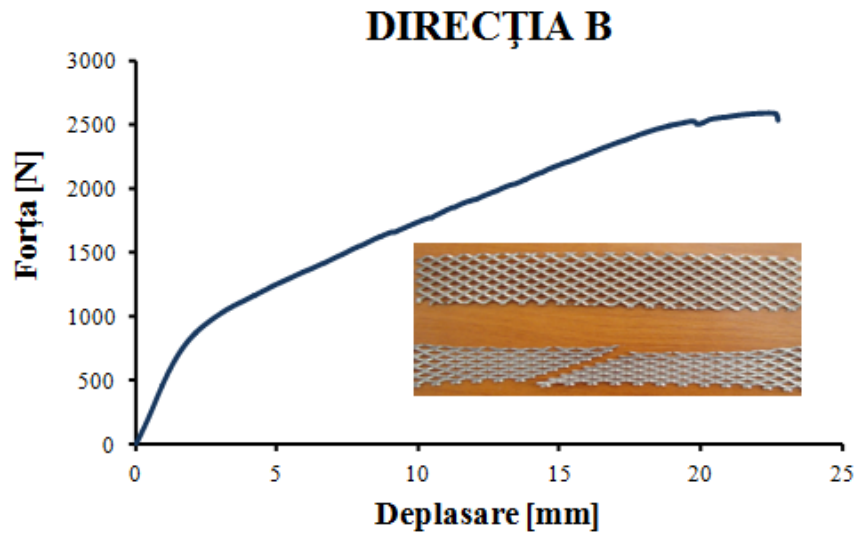


Fig. 4.10. Curba forță – deplasare pentru direcția B

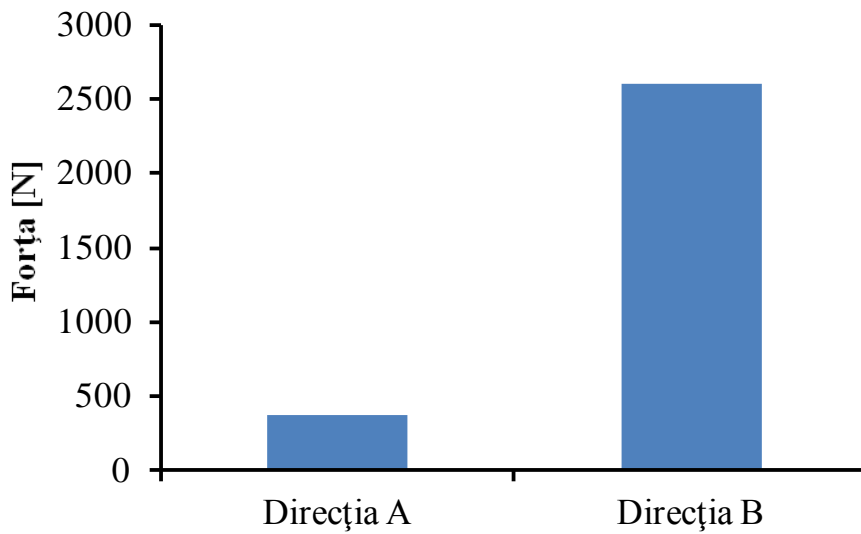


Fig. 4.11. Variația forței maxime la rupere în funcție de direcția încărcării

4.3.3.1.2. Influența vitezei de încărcare

Figura 4.12 prezintă curbele forță – deplasare pentru direcția A pentru cele două viteze de testare, În conformitate cu rezultatele prezentate în Tabelul 4.2, în figura 4.13 este prezentată variația forței maxime la rupere în funcție de viteza de încărcare.

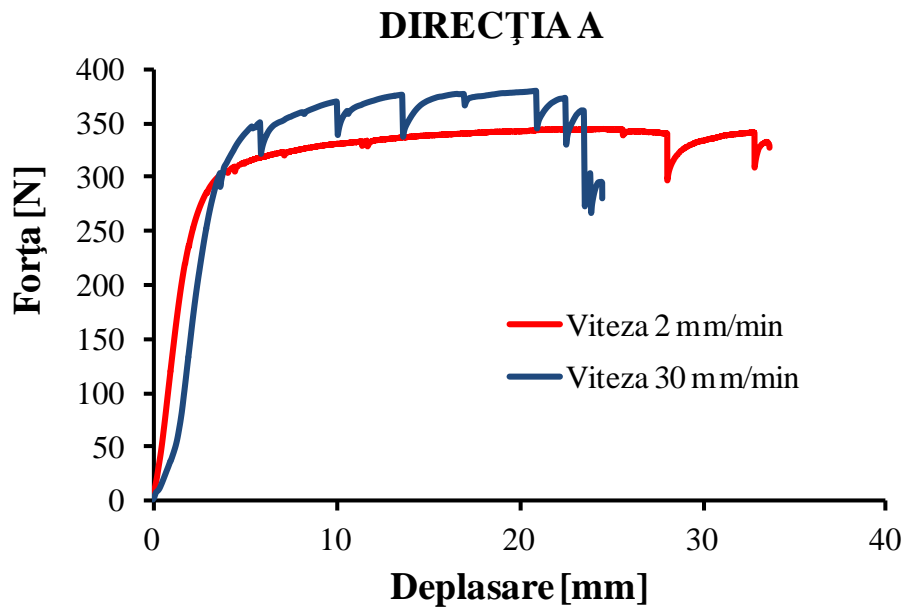


Fig. 4.12. Curba forță – deplasare pentru direcția A pentru cele două viteze de testare.
Din figura 4.12 se poate observa că proprietățile mecanice ale fețelor de tablă expandată de inox cresc odată cu creșterea vitezei de încărcare.

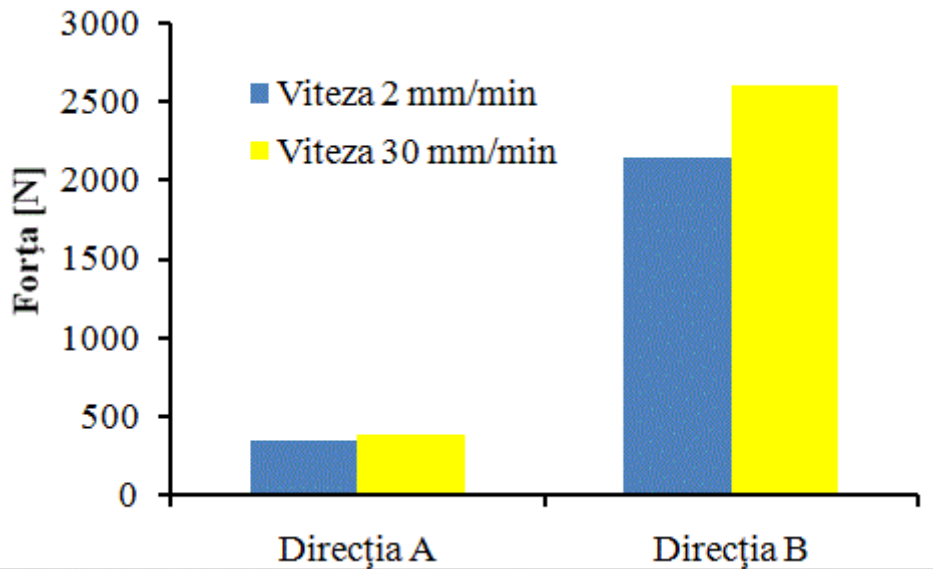


Fig. 4.13. Variația forței maxime la rupere în funcție de viteza de încărcare.

4.3.3.2 Caracterizarea mecanică a miezului al compresiune

Condiții de testare:

- Temperatura testare: 20°C;
- Material miez: AISi10;
- Densitate spumă metalică: $320 \pm 5 \text{ kg/m}^3$;
- Epruvete de tip cub, $l = 17 \text{ mm}$;
- Viteza de încercare: 10 mm/min și 1 m/s.

Încercările experimentale de compresiune statică au fost realizate pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 5kN, figura 4.14, din dotarea Laboratorului „Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara. Încercările experimentale de compresiune dinamică s-au realizat în Laboratorul de Rezistența Materialelor al Universității Tehnice din Lublin, Polonia. Testele s-au realizat pe o mașină de încercat Instron-Dynatup prezentată în figura 4.15.

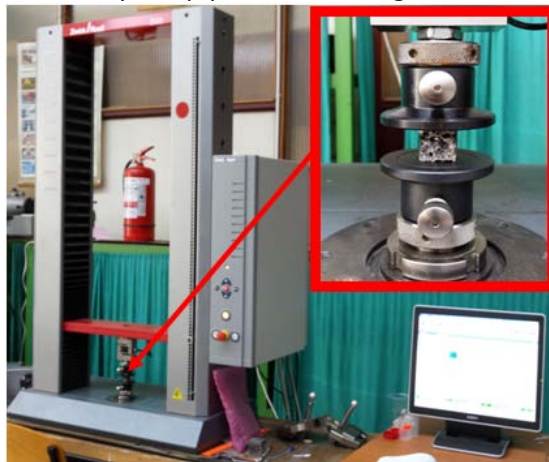


Fig. 4.14. Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 5kN.



Fig. 4.15. Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Instron-Dynatup

În figura 4.16 sunt prezentate curbele tensiune – deformație, specifice solicitării de compresiune statică și dinamică ale miezului structurii de tip sandwich cu densitatea de $320 \pm 5 \text{ kg/m}^3$. Testele au fost efectuate pe direcția de creștere a spumei metalice de aluminiu [Linul și alții (2013)].

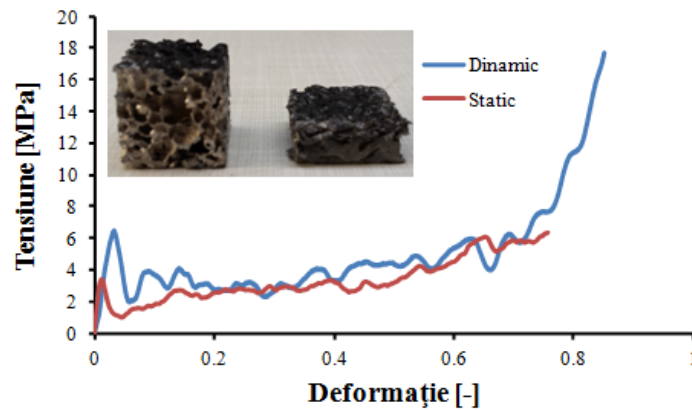


Fig. 4.16. Curbele tensiune – deformație. Comparatie compresiune statică și dinamică ale miezului structurii de tip sandwich cu densitatea de $320 \pm 5 \text{ kg/m}^3$

În tabelul 4.3 sunt prezentate valorile medii ale caracteristicilor mecanice la compresiune statică și dinamică ale miezului structurii de tip sandwich cu densitatea de $320 \pm 5 \text{ kg/m}^3$.

Tabelul 4.3 sunt prezentate valorile medii ale caracteristicilor mecanice la compresiune statică și dinamică ale miezului

Solicitare	Tensiunea de curgere [MPa]	Tensiunea de platou [MPa]	Densificarea [%]
Compresiune statică	3.62	2.74	50.12
Compresiune dinamică	6.39	2.71	62.02

În conformitate cu Tabelul 4.3, în figura 4.17 sunt prezentate comparativ rezultatele la compresiune statică și dinamică ale tensiunii de curgere și de platou ale miezului structurii de tip sandwich cu densitatea de $320 \pm 5 \text{ kg/m}^3$.

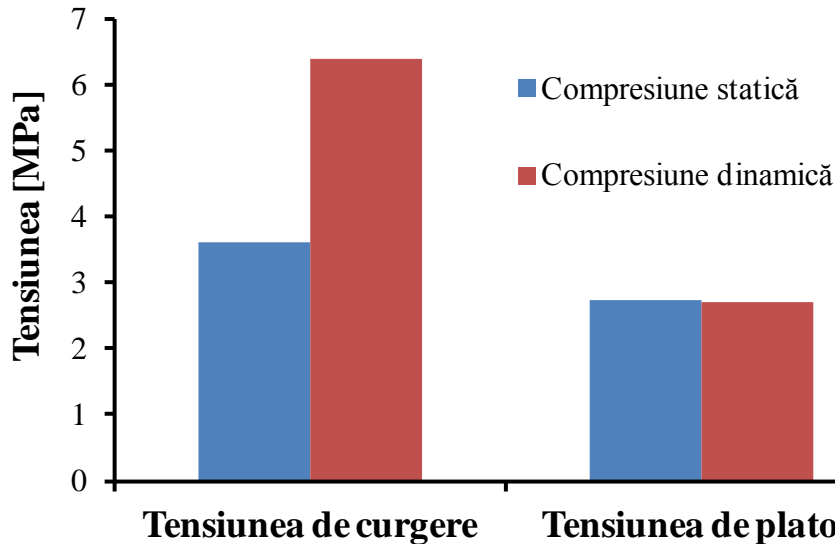


Fig. 4.17. Rezultatele la compresiune statică și dinamică ale tensiunii de curgere și de platou.

4.3.3.3 Caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich

Testele de încovoiere în trei puncte pentru caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich compusă din două fețe de tablă expandată de inox și miez din spumă metalică având compoziția AISi10 s-au realizat atât în regim static cât și dinamic. În cazul testelor efectuate în regim dinamic, pentru a evalua cât mai precis modul de degradare al structurii, a fost utilizat sistemul optic ARAMIS 2D.

4.3.3.3.1 Caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich în regim static

Încercările experimentale de încovoiere statică în trei puncte au fost realizate pe mașina de încercat la tracțiune-compresiune Zwick/Roell 5kN, figura 4.18, din dotarea Laboratorului „Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara. Testele realizate pe grinzile de tip sandwich au fost efectuate la temperatura ambiantă la o viteză de 10 mm/min.

Grinzile de tip sandwich au următoarele dimensiuni: deschiderea între reazeme, l ; distanța dintre centrele fețelor, d ; respectiv lățimea probei, b . Fiecare probă a fost caracterizată prin grosimea feței, t , respectiv grosimea miezului, c . S-a presupus că ambele fețe au aceeași grosime, t , vezi figura 4.4.

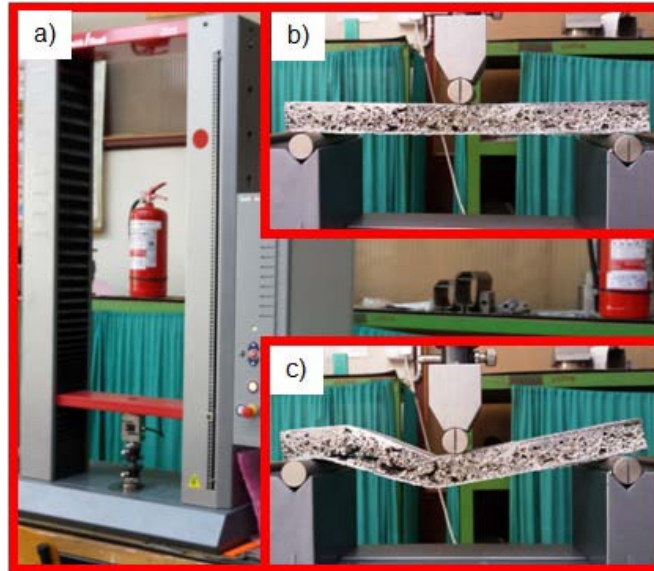


Fig. 4.18. Testele de încovoiere statică în trei puncte: a) Mașina de încercat Zwick/Roell 005; b) proba înainte de testare; c) proba deformată după testare.

În figura 4.19 sunt prezentate curbele forță – deplasare pentru grinzile de tip sandwich încărcate pe ambele direcții, vezi figura 5.9, obținute în urma încercărilor de încovoiere în trei puncte.

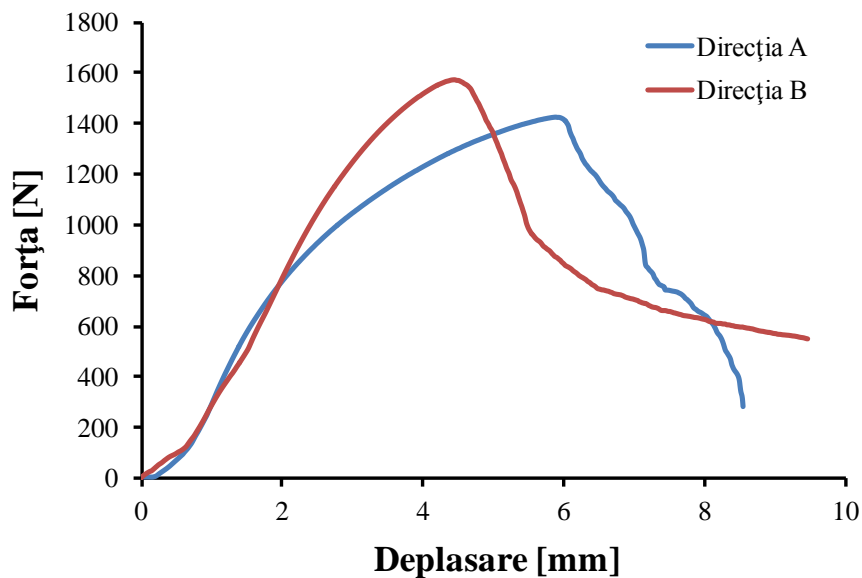


Fig. 4.19. Curbele forță – deplasare pentru grinzile de tip sandwich solicitate la încovoiere în trei puncte în regim static.

În figura 4.20 este prezentată o comparație a curbelor forță-deplasare pentru o grindă de tip sandwich care prezintă aceeași geometrie dar diferite valori ale distanței dintre reazeme, l , (100, 250 și 400 mm).

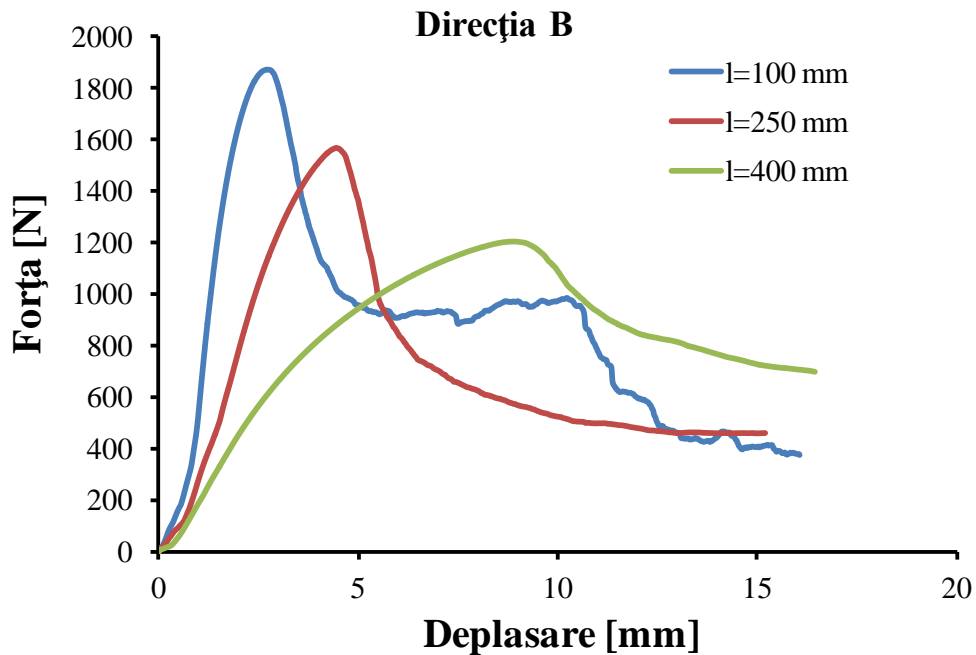


Fig. 4.20. Comparație între curbele forță-deplasare pentru valori diferite ale distanței dintre reazeme.

În figura 4.21 sunt prezentate modurile de degradare pentru grinzile de tip sandwich studiate, solicitate la încovoiere în trei puncte având distanța între reazeme de 250 mm. Se poate observa că pentru direcția A modul de degradare predominant care duce la cedarea structurii este cedarea feței, iar pentru direcția B modul de degradare predominant care duce la cedarea structurii este forfecarea miezului.

Această diferență legată de modurile de degradare se poate explica prin modul diferit de poziționare al fețelor, vezi figura 4.8.

4.3 - Analiza structurilor de tip sandwich cu miez din spumă metalică 111

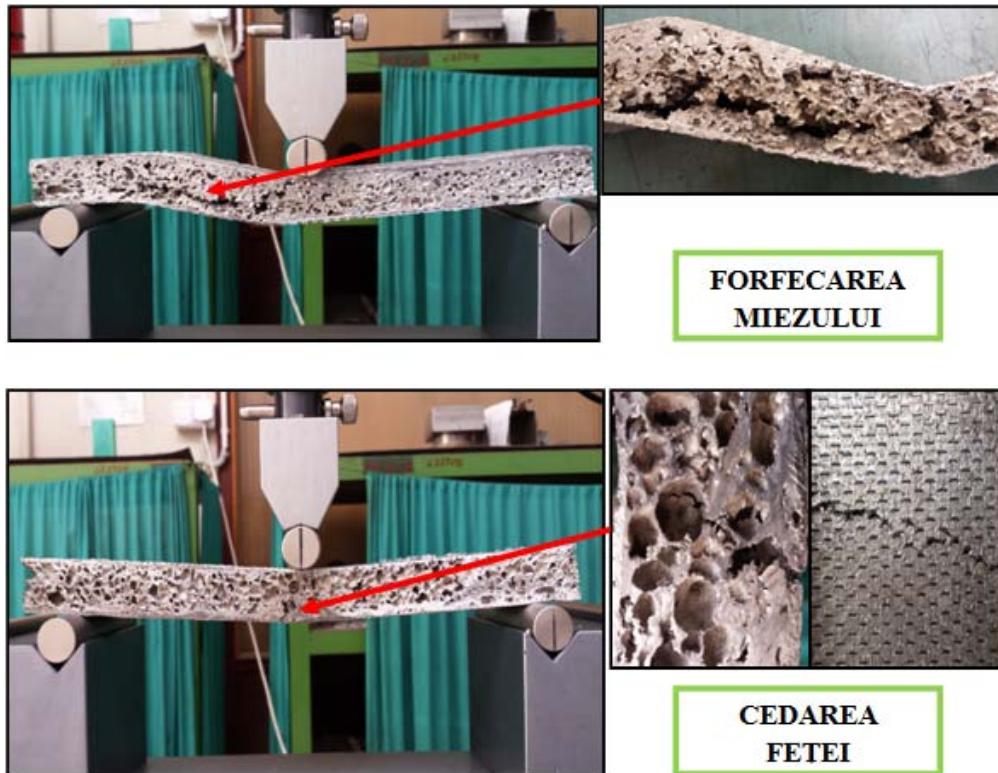


Fig. 4.21. Modurile de degradare pentru grinzile de tip sandwich studiate solicitate la încovoiere în trei puncte.

În cazul analizei integrității structurilor de tip sandwich un rol important îl are forța critică, F_{cr} , astfel în figura 4.22 este prezentată curba forță-deplasare pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară, având o deschidere între reazeme de $l=250$ mm. Această figură prezintă modul de determinare al forței critice, F_{cr} .

Forța de rupere (critică) este definită ca prima deviație pronunțată de la liniaritate din curba forță-deplasare, [Gibson și Ashby (1997)]. În aceeași figură este prezentată și forța maximă de rupere, F_{max} .

Valorile medii ale parametrilor geometrici și ale forțelor de rupere (maximă, F_{max} și critică, F_{cr}), pentru grinzile de tip sandwich, rezultate în urma încercărilor experimentale sunt trecute în Tabelul 4.4.

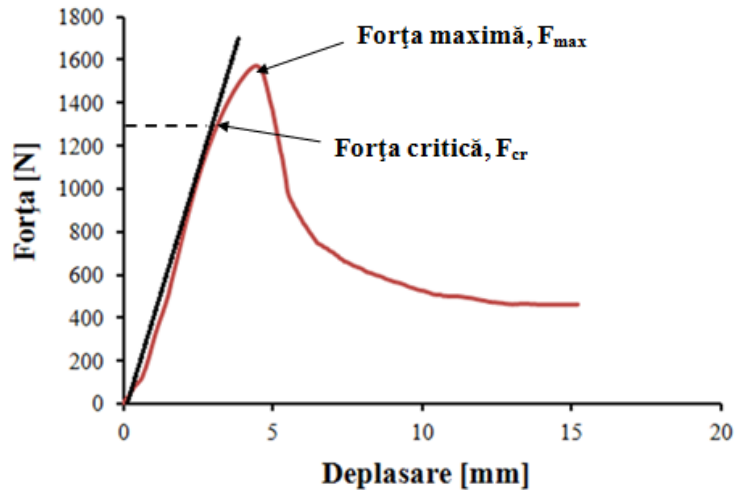


Fig. 4.22. Curba forță-deplasare pentru o grindă de tip sandwich pentru determinarea forței critice

Tabelul 4.4. Valorile medii ale parametrilor geometrici și ale forțelor de rupere

Direcția	Parametrii geometrici						Forța la rupere	
	l [mm]	t [mm]	t/l [-]	c [mm]	b [mm]	d [mm]	F_{cr} [N]	F_{max} [N]
A	100	1	0.01	23	50	24	1265.6	1533.9
	250		0.004				1070.8	1415.8
	400		0.0025				718.8	955.2
B	100	1	0.01	23	50	24	1512.3	1870.5
	250		0.004				1178.3	1568.4
	400		0.0025				807.9	1195.9

În figura 4.23 este prezentată influența distanței dintre reazeme, l , asupra forței la rupere (critice și maxime) pentru direcția de încărcare A, iar în figura 4.24 este prezentată influența distanței dintre reazeme, l , asupra forței la rupere (critice și maxime) pentru direcția de încărcare B.

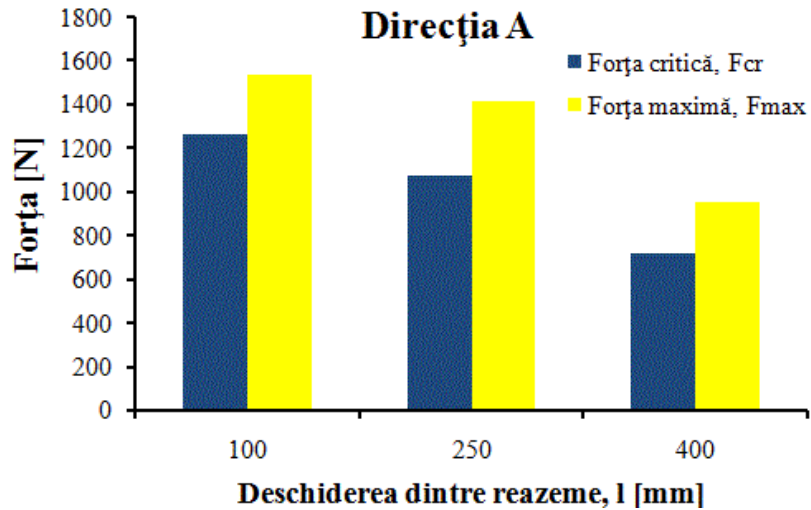


Fig. 4.23. Influența distanței dintre reazeme asupra forței de rupere pentru direcția A.

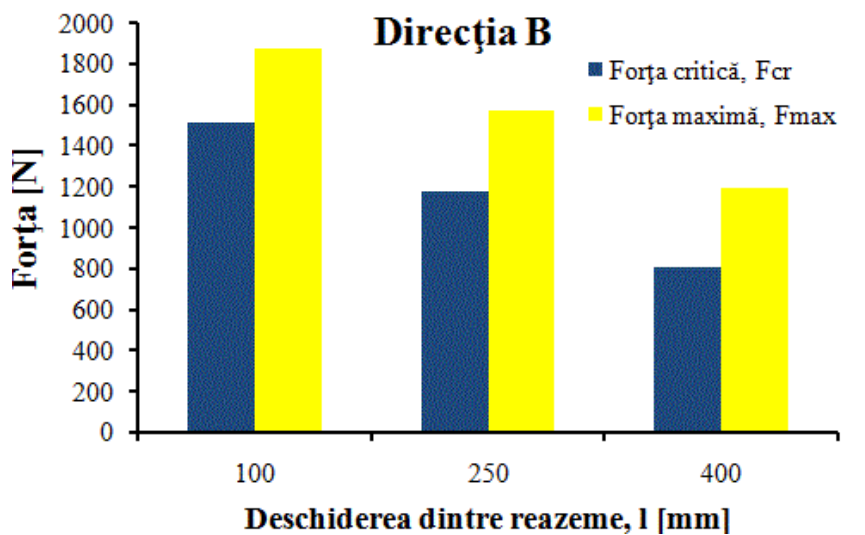


Fig. 4.24. Influența distanței dintre reazeme asupra forței de rupere pentru direcția B.

În figura 4.25 este prezentată influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra forței la rupere critice, iar în figura 4.26 este prezentată influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra forței la rupere maxime.

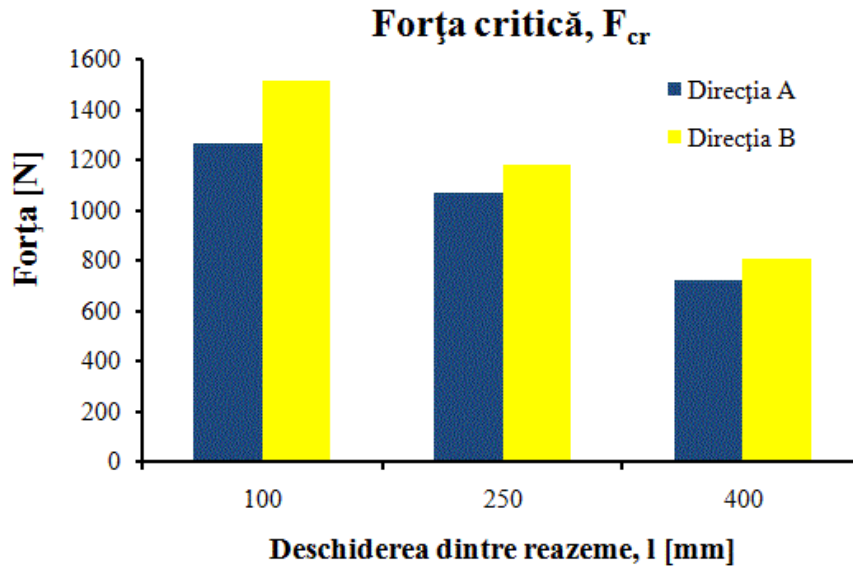


Fig. 4.25. Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra forței la rupere critică.

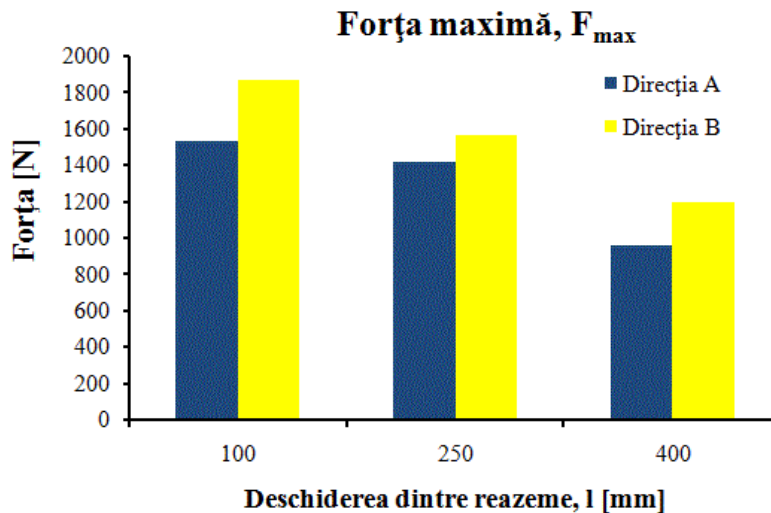


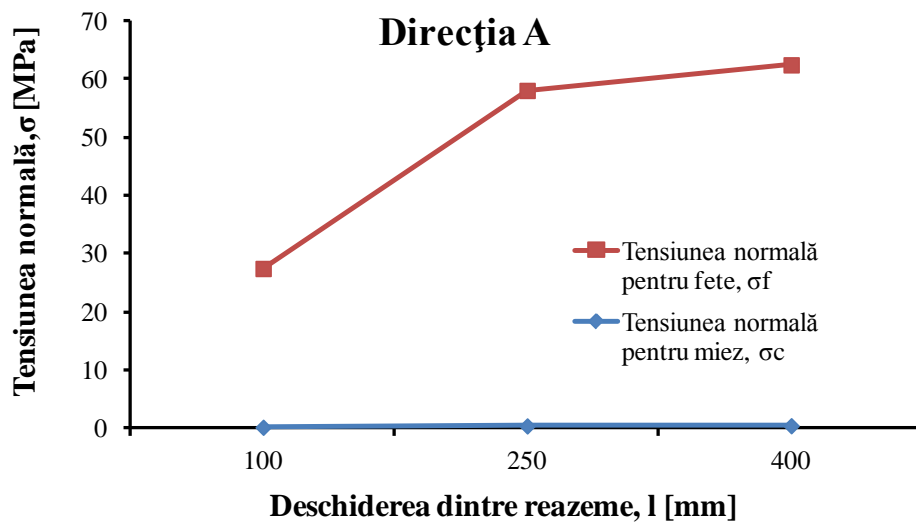
Fig. 4.26. Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra forței la rupere maxime.

Ca rezultat al prelucrării rezultatelor obținute în urma testelor, valorile medii ale tensiunii normale pentru miez, σ_{cr} , respectiv fețe, σ_f , și ale tensiunii tangențiale pentru miez, τ_{cr} , respectiv fețe, τ_f , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru o grindă de tip sandwich solicitată la încovoiere în trei puncte sunt prezentate în Tabelul 5.5. Începutul degradării grinzii se localizează prin identificarea schimbării pantei inițiale, sau a punctului unde capacitatea portantă a grinzii este scăzută.

Tabelul 4.5. Valorile medii ale tensiunii normale și ale tensiunii tangențiale grindă de tip sandwich studiată

Direcția	Parametrii geometrici		Tensiunea normală		Tensiunea tangențială	
	l [mm]	t [mm]	σ_f [MPa]	σ_c [MPa]	τ_f [MPa]	τ_c [MPa]
A	100	1	27.5	0.21	0.275	0.55
	250		58.1	0.44	0.23	0.46
	400		62.5	0.48	0.155	0.31
B	100	1	32.8	0.25	0.325	0.65
	250		64.1	0.49	0.255	0.51
	400		70.2	0.53	0.175	0.35

În figura 4.27 este prezentată variația tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția de încărcare A, iar în figura 4.28 este prezentată variația tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f , funcție de distanța dintre reazeme, l pentru direcția de încărcare B. Figura 4.29 prezintă variația tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția de încărcare A, iar în figura 4.30 este prezentată variația tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f , funcție de distanța dintre reazeme, l pentru direcția de încărcare B.

Fig. 4.27. Variația tensiunii normale, σ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția A.

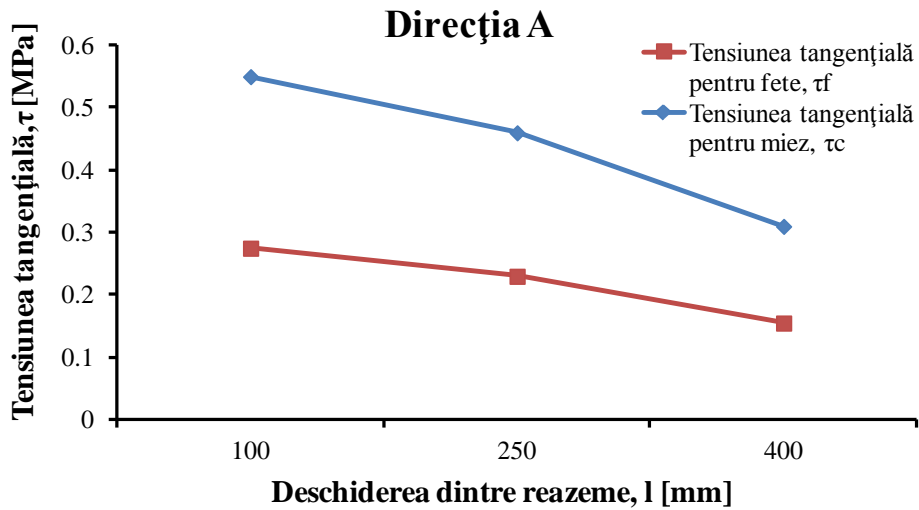


Fig. 4.28. Variația tensiunii tangențiale, τ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția A.

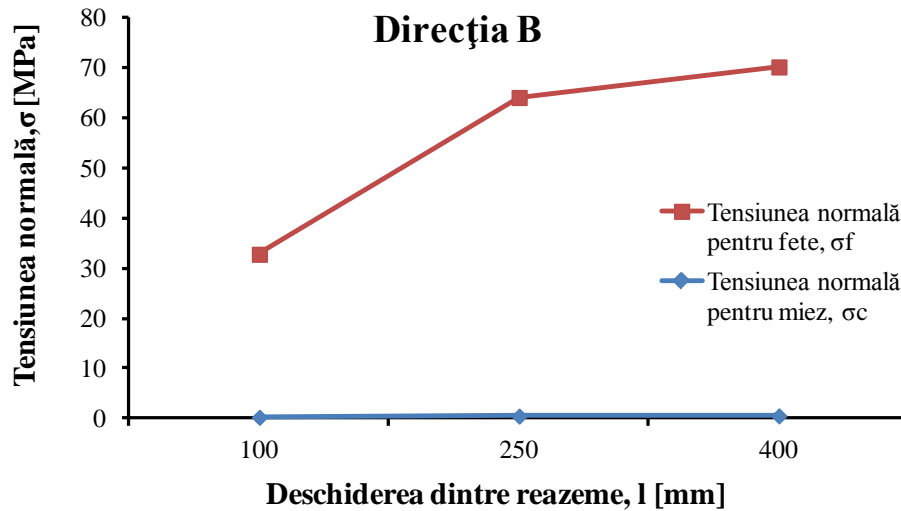


Fig. 4.29. Variația tensiunii normale, σ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția B.

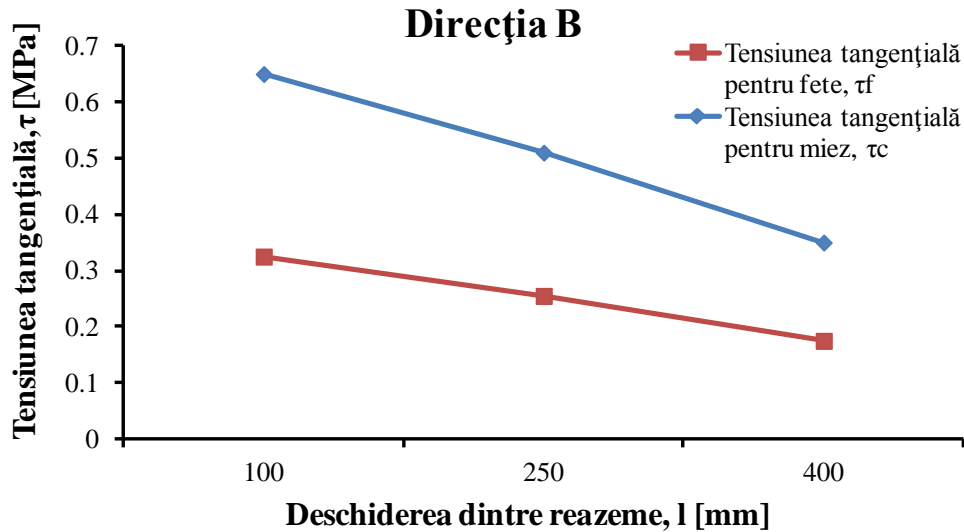


Fig. 4.30. Variația tensiunii tangențiale, τ , funcție de distanța dintre reazeme, l , pentru direcția B.

În figura 4.31 este prezentată influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f , iar în figura 4.32 este prezentată influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f .

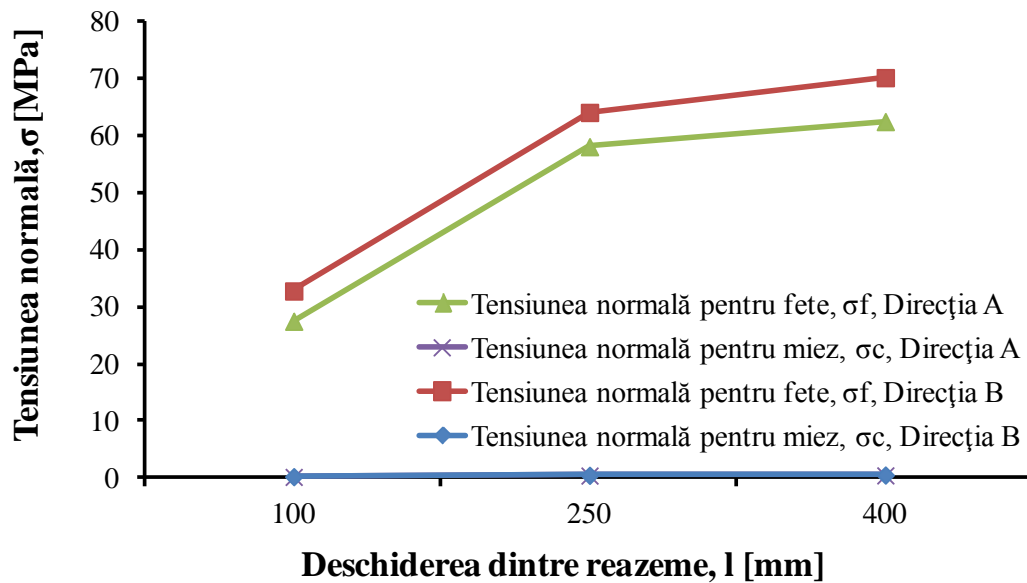


Fig. 4.31. Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f .

Din figura 4.31 se poate observa foarte ușor că tensiunea normală, σ_f , în fețe crește odată cu creșterea distanței dintre reazeme de la valoarea de 27.5 MPa,

pentru $l=100$ mm, până la valoarea de 62.5 MPa pentru $l=400$ mm, pentru direcția de încărcare A, iar pentru direcția de încărcare B crește de la valoarea de 32.8 MPa, pentru $l=100$ mm, până la valoarea de 70.2 MPa pentru $l=400$ mm, pe când în miez tensiunea normală are o valoare nesemnificativă. De asemenea se poate observa tensiunea normală, σ_f , în fețe pe direcția B este mai mare față de tensiunea normală, σ_f , în fețe pe direcția A.

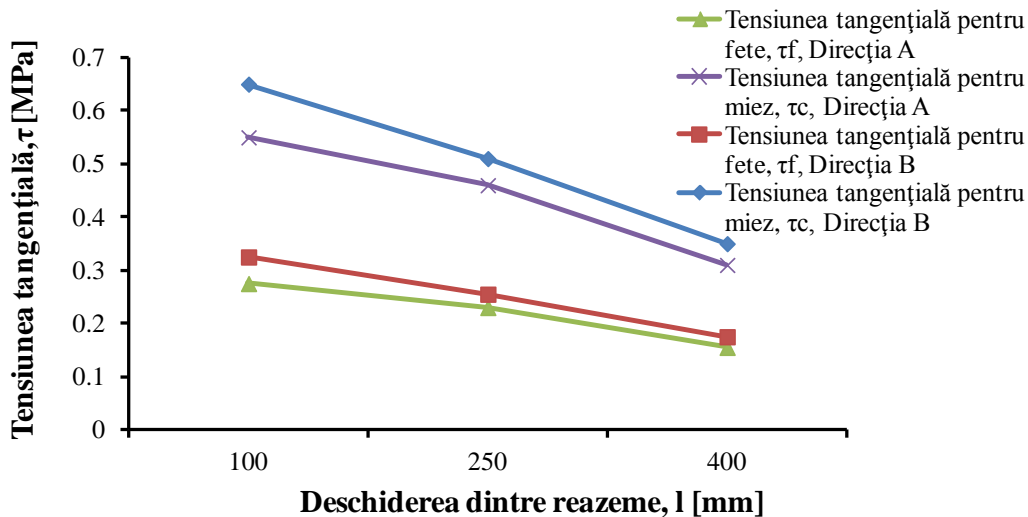


Fig. 4.32. Influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f .

În figura 4.33 este prezentată detaliat curba forță-deplasare rezultată în urma încercărilor experimentale de încovoiere în trei puncte, pe direcția B, pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară.

Principalele zone sunt:

- o zonă de așezare și stabilizare, 0-A;
- o zonă liniar-elastică, A-B, unde punctul B reprezintă punctul unde se obține forța critică, F_{cr} , iar modul lui de obținere este prezentat în figura 4.22;
- o zonă în care apare curgerea feței, B-C, punctul C reprezintă punctul unde se obține forța maximă, F_{max} ;
- o zonă în care apare prima fisură în miez, ducând la forfecarea acestuia, zona C-D;
- o zonă în care forța are o valoare aproximativ constantă, D-E,
- o zonă în care apare a doua fisură în miez, ducând la o nouă forfecare a acestuia, E-F;
- cedarea finală a structurii, F-G.

Pentru grinzile de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară încărcate pe direcția A, modul de degradare predominant care duce la cedarea structurii este cedarea feței.

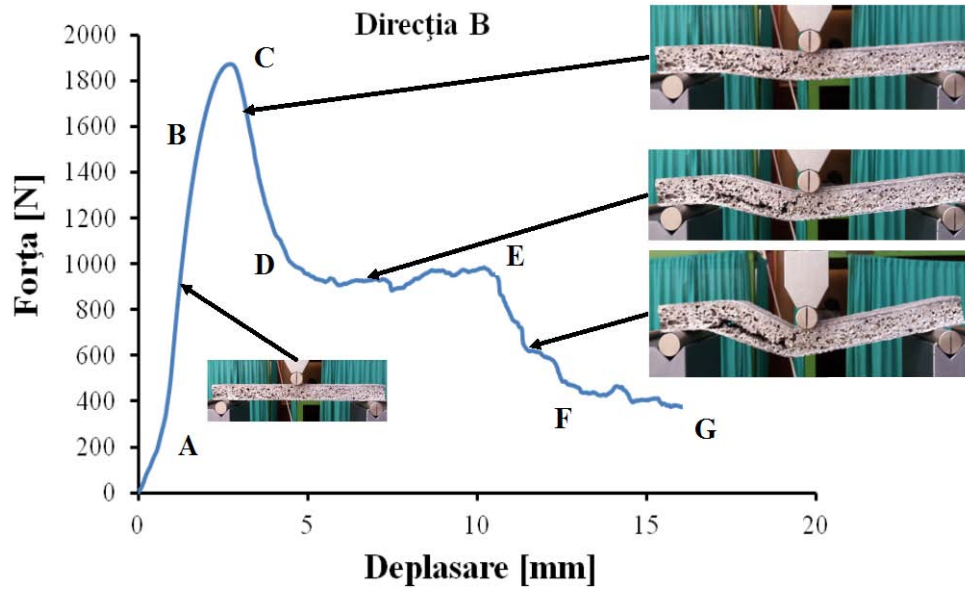


Fig. 4.33. Curba forță – deplasare pentru o grindă de tip sandwich de secțiune dreptunghiulară. Prezentarea zonelor de degradare.

4.3.3.3.2 Caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich în regim dinamic

Încercările experimentale de încovoiere în trei puncte au fost realizate în Laboratorul de Rezistența Materialelor al Universității Tehnice din Lublin, Polonia. Testele s-au realizat pe o mașină de încercat Instron-Dynatup prezentată în figura 4.34. Pentru a evalua cât mai precis modul de degradare al structurii, a fost utilizat sistemul optic ARAMIS 2D

Condiții de testare:

- Temperatura testare: 20°C;
- Echipament Instron – Dynatup + High speed camera Phantom v12.1;
- S= 250 mm;
- Viteza de încercare: 2 m/s

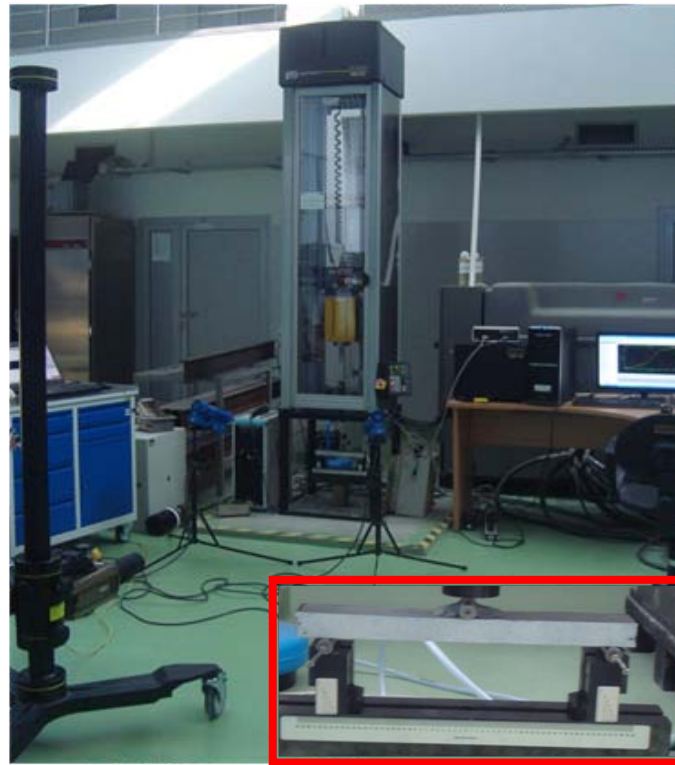
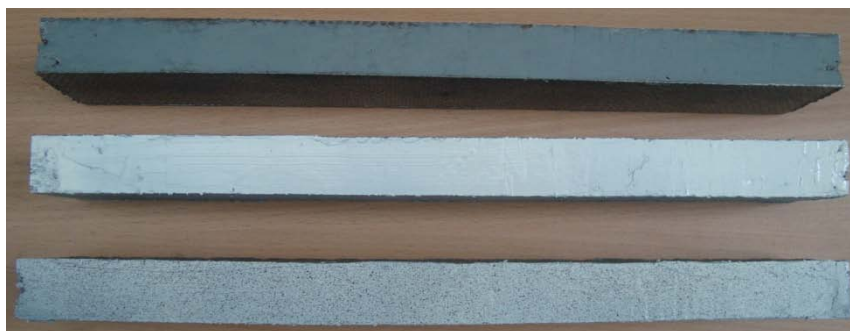
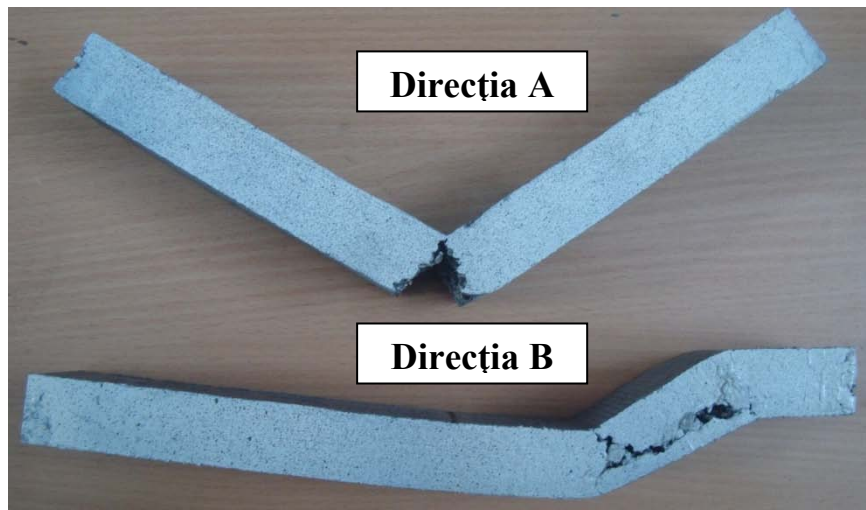


Fig. 4.34. Imaginea de ansamblu a mașinii de încercat Instron-Dynatup dotată cu o cameră de mare viteză Phantom v12.1 8000fps.

În figura 4.35 sunt prezentate epruvetele utilizate în programul experimental, solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic, procesul de pregătire a suprafețelor epruvetelor pentru utilizarea sistemului optic ARAMIS 2D este identic cu cel prezentat în capitolul 3.



a)



b)

Fig. 4.35. Epruvetele utilizate în programul experimental solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic. Înainte (a) și după testare (b).

În figura 4.36 sunt prezentate curbele forță – deplasare pentru grinzile de tip sandwich încărcate pe ambele direcții, solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic. Din figura 4.37 se poate observa că și în cazul solicitării la încovoiere în trei puncte în regim dinamic, pe direcția B de încărcare, structura prezintă ca mod de degradare predominant forfecarea miezului.

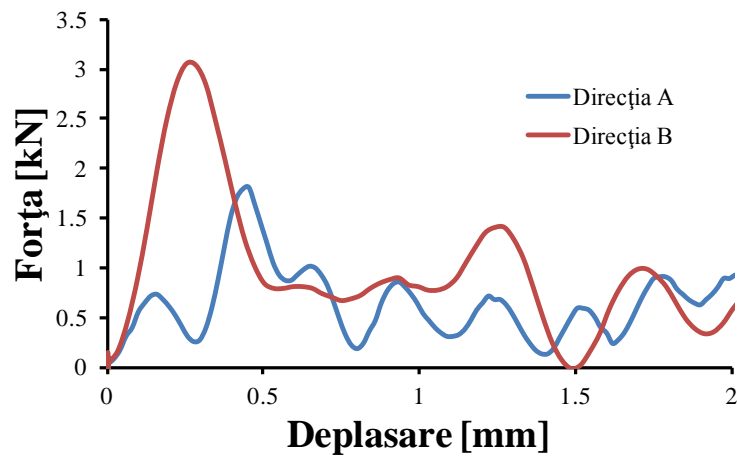


Fig. 4.36. Curbele forță – deplasare pentru grinzile de tip sandwich solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic.

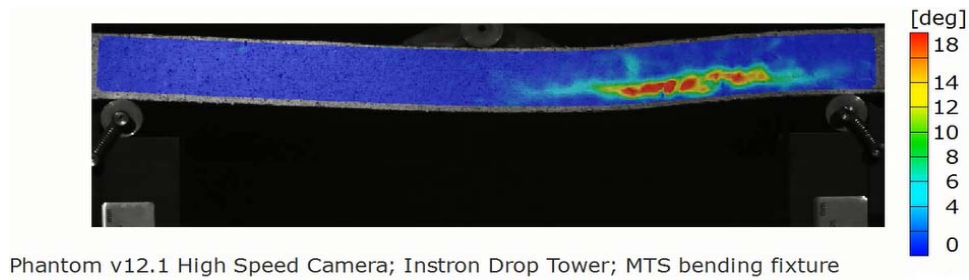
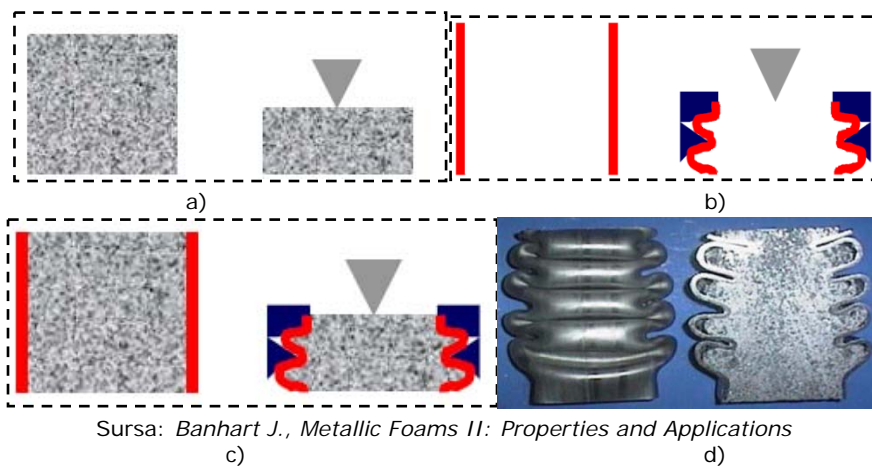


Fig. 4.37. Modul de degradare pentru grinzile de tip sandwich studiate solicitate la încovoiere în trei puncte în regim dinamic pe pe direcția B de încărcare.

4.4 Analiza tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică

4.4.1 Noțiuni introductive

Tuburile metalice cu pereți subțiri reprezintă o structură foarte eficientă în domeniul absorbției de energie la compresiune axială. În cazul unei spume metalice solicitate la compresiune, pereții celulei încep să se încovoie și să flambeze la o valoare a tensiunii aproape constantă, acest fenomen se produce până în momentul în care pereții celulelor intră în contact unii cu ceilalți producându-se fenomenul de densificare, Figura 4.38a Comportamentul tuburilor metalice cu pereți subțiri solicitate la compresiune este total diferit, tubul flambează într-o serie de inele regulate care la finalul solicitării vor fi unul în contact cu celălalt, Figura 4.38b. În figura 4.38c este prezentată schematizat comportarea tuburilor metalice cu pereți subțiri umplute cu spumă metalică, iar în figura 4.38d este prezentată o secțiune printr-o structură supusă la solicitarea de compresiune.



Sursa: Banhart J., *Metallic Foams II: Properties and Applications*

Fig. 4.38. Comportarea tuburilor metalice cu pereți subțiri umplute cu spumă metalică solicitate la compresiune.

Curbele forță-deplasare la solicitarea de compresiune pentru ambele cazuri au o formă destul de apropiată, Figura 4.39: o zonă liniar-elastică, o zonă de platou la o forță constantă, urmată de o creștere bruscă a curbei ca urmare a densificării spumei metalice și a contactului dintre inelele produse de flambaj pentru tub. Astfel împărțind forța la aria secțiunii cilindricului și deplasarea la înălțimea inițială a cilindricului, curba forță-deplasare se transformă în curba tensiune-deformație, Figura 4.39b.

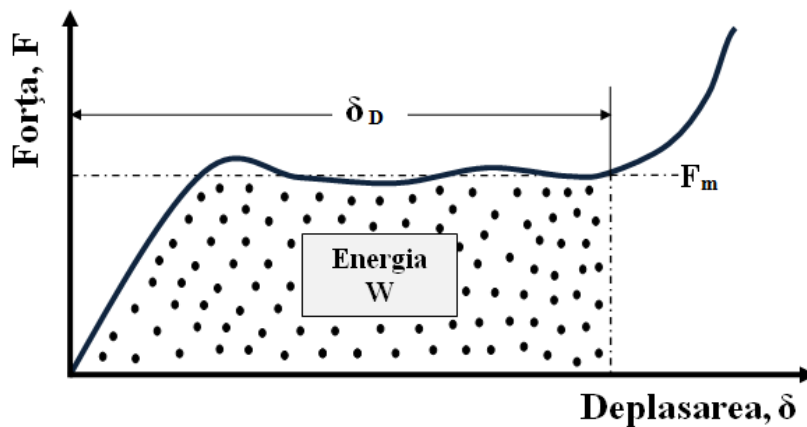


Fig. 4.39. Curba forță-deplasare la solicitarea de compresiune

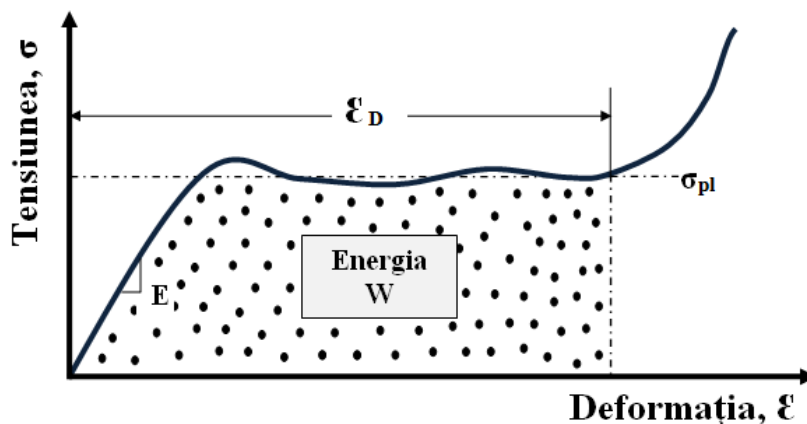


Fig. 4.40. Curba tensiune-deformație la solicitarea de compresiune

Panta zonei liniar-elastice este acum modulul de elasticitate, E , zona de platou este acum raportată la o tensiune constantă, σ_{pl} , odată cu terminarea zonei de platou la o anumită valoare a deformației are loc începutul densificării, ϵ_D . Aria punctată de sub curba forță-deplasare reprezintă energia absorbită de structură pe unitatea de volum [Ashby și alții (200)].

4.4.2 Determinarea energiei de absorbție

În cazul unui tub de secțiune circulară de lungime l , raza exterioară r și grosimea peretelui t ($t \ll r$) și limita de curgere σ_{ys} , forța la care acesta se comprimă este dată de relația:

$$F_m = 4 \cdot \pi \cdot r^{1/3} \cdot t^{5/3} \cdot \sigma_{ys} \quad (4.36)$$

Forța va rămâne constantă până în momentul în care inelele regulate produse de flambajul tubului vor fi unul în contact cu celălalt producând deplasarea axială:

$$\delta = l \cdot \varepsilon_D^{Tub} \quad (4.37)$$

Rezultă ca energia absorbită pe unitatea de volum se calculează cu relația:

$$W_v^{Tub} = \frac{F_m \cdot \delta}{\pi \cdot r^2 \cdot l} = 4 \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{5/3} \cdot \sigma_{ys} \cdot \varepsilon_D^{Tub} \quad (4.38)$$

Termenul $2t/r$ reprezintă *densitatea relativă* a tubului, ρ/ρ_s , rezultând:

$$W_v^{Tub} = 2^{1/3} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{5/3} \cdot \sigma_{ys} \cdot \varepsilon_D^{Tub} \quad (4.39)$$

Energia absorbită pe unitatea de volum de spuma metalică este calculată cu relația:

$$W_v^{Spumă} = C_1 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{3/2} \cdot \sigma_{ys} \cdot \varepsilon_D^{Spumă} \quad (C_1 \approx 1) \quad (4.40)$$

Atât în cazul tubului cât și în cazul spumei metalice, densificarea implică flambajul pereților tubului, respectiv flambajul pereților celulei până când aceștia intră în contact rezultând că ε_D^{Tub} și $\varepsilon_D^{Spumă}$ au valori egale pentru o densitate relativă aproximativ egală. Astfel tubul este mai eficient decât spuma cu factorul aproximativ:

$$\frac{W_v^{Tub}}{W_v^{Spumă}} \approx 4.2 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{1/6} \quad (4.41)$$

Pentru toate valorile reale ale densității relative, ρ/ρ_s , tubul este mai eficient decât spuma (energie/volum). Rezultatele echivalente pentru energia absorbită pe unitatea de volum sunt:

$$W_w^{Tub} = \frac{F_m \cdot \delta}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot t \cdot l \cdot \rho_s} = 2 \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{2/3} \cdot \frac{\sigma_{ys}}{\rho_s} \cdot \varepsilon_D^{Tub} \quad (4.42)$$

sau înlocuind $2t/r$ cu ρ/ρ_s rezultă:

$$W_w^{Tub} = 2^{1/3} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{2/3} \cdot \frac{\sigma_{ys}}{\rho_s} \cdot \varepsilon_D^{Tub} \quad (4.43)$$

Energia absorbită pe unitatea de volum de către spumă se calculează cu relația:

$$W_v^{Spumă} = C_1 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{1/2} \cdot \frac{\sigma_{ys}}{\rho_s} \cdot \varepsilon_D^{Spumă} \quad (4.44)$$

Rezultând astfel relația de calcul a energiei pentru întreaga structură:

$$W_v^{Tub\ plin} = W_v^{Tub} + W_v^{Spumă} + W_v^{Int} \quad (4.45)$$

unde energia absorbită, W_v^{Int} , apare ca urmare a interacțiunii dintre tub și spuma metalică.

4.4.3 Rezultate experimentale

Încercările experimentale pentru studiul absorbției de energie al tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică au fost efectuate în Laboratorul „Ștefan Nădășan”, al Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică din Timișoara pe o mașină de încercări de tracțiune – compresiune LBG A009 de 100 kN, Figura 4.41.



Fig. 4.41. Mașina de încercat LBG A009, 100 kN

Condiții de testare:

- Temperatura testare: 20°C;
- Material tub: Oțel inox;
- Compoziția spumei metalice: S7;
- Viteza de încercare: 10 mm/min.

În urma efectuării testelor de compresiune statică s-a realizat un studiu al absorbției de energie al tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică. În figura 4.42 sunt prezentate epruvetele cilindrice utilizate înainte și după testare (spuma metalică, tub gol, structura), iar în tabelul 4.6 sunt prezentate dimensiunile epruvetelor și valorile energiei de absorbție pe unitatea de volum obținute la 50% din deformația specifică. Epruvetele au fost realizate din aceeași structură pentru a respecta condițiile legate de procesul de fabricație (compoziție, dimensiuni), astfel din structura inițială (tub umplut cu spumă metalică) au fost realizate prin strunjire și celelalte epruvete (spuma metalică și tubul gol).



a)



b)

Fig. 4.42. Epruvetele utilizate în cadrul încercărilor experimentale înainte de testare (a) și după testare (b)

Tabelul 4.6 Dimensiunile epruvetelor utilizate pentru studiul absorbției de energie al tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică

Material	D_{ext} [mm]	D_{int} [mm]	H [mm]	W/V 50% [MJ/m ³]
Spuma	28	-	25.5	20
Tub	30	28	25.5	16
Structura	30	-	25.5	56

În cazul tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică solicitate la compresiune, din punct de vedere al studiului absorbției de energie, umplerea tuburilor cu spumă metalică reprezintă un mare câștig din perspectiva calculului eficienței unei astfel de structuri. Acest lucru este demonstrat în figura 4.43, unde suma forțelor individuale a spumei metalice și a tubului gol, pentru o deplasare dată, este mai mică față de forța structurii (tub umplut cu spuma metalică).

Figura 4.44 prezintă distribuția energiei de absorbție pe unitatea de volum pentru Tub, Spuma metalică, Structură și suma dintre Tub și Spuma metalică.

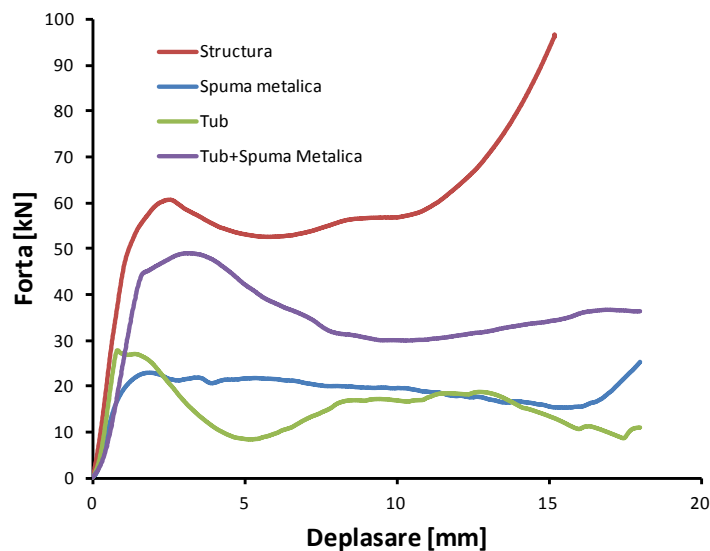


Fig. 4.43. Curbele Forță-Deplasare pentru Tub, Spuma metalică, Structură și suma dintre Tub și Spuma metalică.

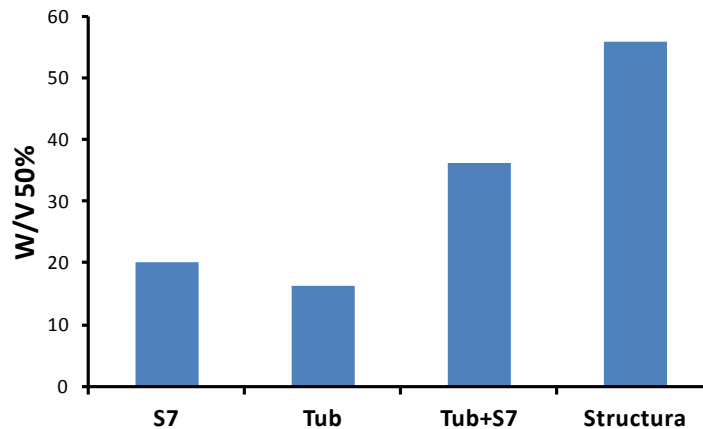


Fig. 4.44. Energia de absorbție pe unitatea de volum pentru Tub, Spuma metalică, Structură și suma dintre Tub și Spuma metalică.

4.4.4 Analiza numerică a tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică

Aplicarea metodei elementelor finite pentru rezolvarea unei probleme presupune parcurgerea următoarelor etape [Faur (2002)]:

- **Studiul structurii** în vederea alegerii unui model de calcul și a tipurilor de elemente finite adecvate care să reproducă cât mai fidel starea reală de tensiune și deformație. Alegerea tipurilor de elemente finite trebuie să se facă în concordanță cu precizia și calitatea rezultatelor pe care dorim să le obținem.
- **Discretizarea** structurii trebuie să se facă de așa manieră încât în zonele de interes cum de exemplu sunt zonele cu concentratori de tensiune sau în alte zone în care dorim un calcul cât mai exact, dimensiunile elementelor finite să fie cât mai mici.

La alegerea modului de discretizare se va avea în vedere ca elementele finite să nu fie distorsionate. Se recomandă ca raportul dintre lungimile laturilor să fie apropiate de 1, iar în plus cazul elementelor finite de tip patrulater sau hexaedrale se va avea în vedere ca unghiurile dintre laturi să fie apropiate de 90° .

Menționăm că pentru majoritatea programelor profesionale de analiză cu elemente finite există module de preprocesare a datelor de intrare cu ajutorul cărora se pot face discretizări parametrice sau automate și în aceste cazuri verificarea configurației elementelor finite folosite reprezintă o etapă importantă în rezolvarea cu erori minime a analizei propuse.

- **Studiul elementelor finite** în vederea constituirii ecuațiilor elementelor finite. Aceste ecuații care descriu comportarea mediului în cuprinsul unui element poartă denumirea de ecuații elementale. Necunoscute în aceste ecuații sunt gradele de libertate impuse pentru tipul de element utilizat. Constituirea ecuațiilor elementale se poate face în mai multe moduri în funcție de categoria din care face parte problema studiată.
- **Metoda directă** a cărei aplicare este sugerată de metoda deplasărilor. Este o metodă simplă intuitivă și ușor de aplicat, dar utilizarea ei se poate face doar la calculul structurilor alcătuite din bare.

În cazul structurilor de rezistență se ajunge la un sistem de ecuații de forma:

$$\{P_e\} = [K_e] \times \{U_{(e)}\} \quad (4.46)$$

Unde:

$[K_e]$ reprezintă matricea caracteristicilor fizico-geometrice a elementului finit, cunoscută sub denumirea de matricea de rigiditate a elementului. Această matrice se bucură de proprietăți speciale dintre care amintim faptul că este matrice pătrată, simetrică în raport cu diagonala principală. Diagonala principală conține numai elemente pozitive.

$\{U_{(e)}\}$ este o matrice coloană care reprezintă vectorul deplasărilor nodale necunoscute pentru elementul finit.

$\{P_e\}$ este o matrice coloană care reprezintă vectorul forțelor nodale generalizate ale elementului finit.

1. **Metode variaționale.** Aceste metode sunt cele mai utilizate în analiza cu elemente finite a problemelor mecanice și termice. Dintre acestea amintim principiul lucrului mecanic virtual și teorema minimului energiei interne de deformație.
2. **Metoda reziduurilor** este o metodă generală care se folosește în cazul în care metodele variaționale nu pot fi aplicate. Metoda reziduurilor permite o abordare unitară a problemelor liniare și neliniare, de propagare și de valori proprii. În cadrul acestei metode se înlocuiește criteriul de minimizare a energiei interne de deformație cu minimizarea reziduurilor.
3. **Formularea pe baza bilanțului energetic** prin utilizarea primei legi a termodinamicii. Această formulare permite abordarea problemelor specifice mecanicii mediilor continue în domeniul liniar și neliniar, ale câmpurilor electromagnetice, ale câmpurilor termice, etc.

- **Transformarea matricelor de rigiditate** a elementelor din sistemul de coordonate local în sistemul de coordonate global al structurii.
- **Asamblarea ecuațiilor elementelor** în sistemul de ecuații atașat structurii sau asamblarea elementelor finite. În cadrul acestei etape se impune condiția ca funcțiile necunoscute ale problemei să aibă aceleași valori în nodurile comune.

Asamblarea ecuațiilor elementare constă de fapt în asamblarea matricelor de rigiditate $[K_e]$ ale elementelor finite în matrice de rigiditate $[K_g]$ a structurii și a vectorilor forțelor nodale generalizate $\{P_e\}$ în vectorul forțelor nodale generalizate $\{P_g\}$ pentru întreaga structură.

În urma operației de asamblare se obține un sistem de ecuații de forma:

$$\{P_g\} = [K_g] \{U_g\} \quad (4.47)$$

unde $\{U_g\}$ reprezintă vectorul forțelor necunoscute pentru întreaga structură.

Rezolvarea problemei se face luându-se în considerare condițiile de contur, cum anumite deplasări sunt cunoscute în conformitate cu modul de rezemare al structurii și de asemenea anumite forțe din noduri sunt date, numărul total de necunoscute ale problemei se va reduce corespunzător. Rezultă un sistem redus de ecuații de forma:

$$\{P_r\} = [K_r] \{U_r\} \quad (4.48)$$

Trebuie menționat că în acest sistem de ecuații matrice de rigiditate redusă $[K_r]$ se obține prin suprimarea în matrice de rigiditate $[K_g]$ a acelor linii coloane corespunzătoare gradelor de libertate pentru care deplasările sunt nule, în conformitate cu modul de rezemare al întregii structuri. Matrice de rigiditate $[K_r]$ a structurii se bucură de aceleași proprietăți ca și matrice de rigiditate $[K_e]$ și în plus este o matrice a căror elemente sunt dispuse în jurul diagonalei principale, celelalte elemente fiind nule. Această ultimă proprietate facilitează operația de inversare a ei cu necesități minime de memorie.

- **Rezolvarea sistemului de ecuații** (1.6.3) se face prin unul din procedeele numerice cunoscute (metoda Gauss, metoda iterativă Jacobi, metoda Gauss-Siedel și metoda relaxării). În acest mod se determină necunoscutele principale ale problemei care sunt de fapt valorile gradelor de libertate din noduri.
- **Calculul necunoscutelor secundare** ale problemei care în cazul structurilor de rezistență sunt deformațiile specifice $\boldsymbol{\varepsilon}$, $\boldsymbol{\gamma}$ și componentele $\boldsymbol{\sigma}$, $\boldsymbol{\tau}$ ale tensorului tensiune.

Analizele numerice au fost realizate în programul Abaqus/Explicit pentru lua în considerare caracteristicile neliniare ale deformațiilor, precum flambajul. În fiecare simulare condițiile pe contur ale modelului supus compresiunii au fost setate de către două plăci rigide de tip *Shell*, cea din partea de jos fiind încastrată iar cea din partea de sus având constrânse toate gradele de libertate în afară de deplasarea pe direcția Y. Deplasările și reacțiunile au fost obținute prin definirea punctelor de control al plăcilor rigide (superioare RP-1 și inferioare RP-2) ca seturi de înregistrare a datelor. Între modelul supus la compresiune și plăcile rigide s-a definit o interacțiune de tip Contact General (dinamic), stabilindu-se suprafețele pereche care interacționează și atribuindu-se un coeficient de frecare de 0.7. O privire de ansamblu a modelelor folosite este prezentată în figura 4.45.

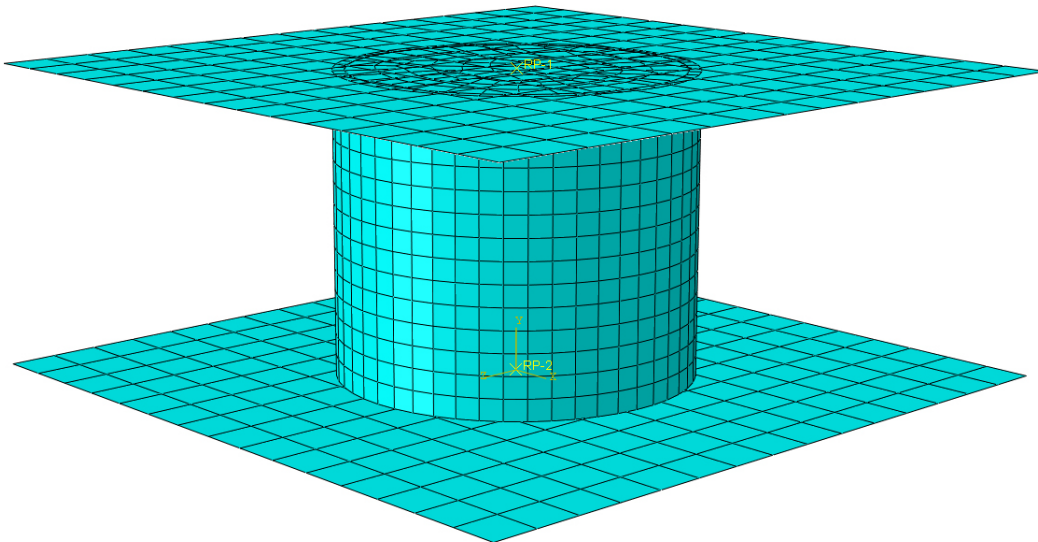


Fig. 4.45. Modelul discretizat utilizat în analizele numerice.

4.4.4.1 Analiza numerică a spumei metalice S7

Respectând condițiile în care au fost efectuate încercările experimentale, modelul geometric utilizat în analiza numerică a fost cilindru cu diametru de 27.3 mm și înălțime de 24.5 mm. Discretizarea s-a făcut prin atribuirea a 30 de noduri distanțate egal pe lungimea cercurilor celor două baze. S-au folosit elemente solide de tip C3D8H discretizarea fiind realizată prin metoda *Sweep*.

Ca și model constitutiv s-a utilizat un model linear elastic-perfect plastic, cu un modul de elasticitate de 12000 MPa și un coeficient al lui Poisson de 0.35 și o densitate de $8,07 \cdot 10^{-7}$ tone/mm³. Pentru ecrusare s-a folosit modelul **Crushable Foam* implementat în Abaqus. În urma analizei curbei experimentale, s-a constatat că tensiunea de curgere este 22.8 MPa, acesta fiind punctul desemnat ca punct de inițiere a deformației plastice. Curba de plasticitate a fost definită scăzând din deformațiile curbei caracteristice valorile ultimei deformații considerate ca fiind elastice. Curba folosită pentru calibrarea ecrusării spumei de aluminiu este prezentată în figura 4.46. În figura 4.47 sunt prezentate epruvetele deformate în urmatestelor experimentale și a analizei numerice, iar în figura 4.48 este prezentată o comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice [Daxner și alții (1999), Onck și alții (2003), Öchsner și alții (2003)].

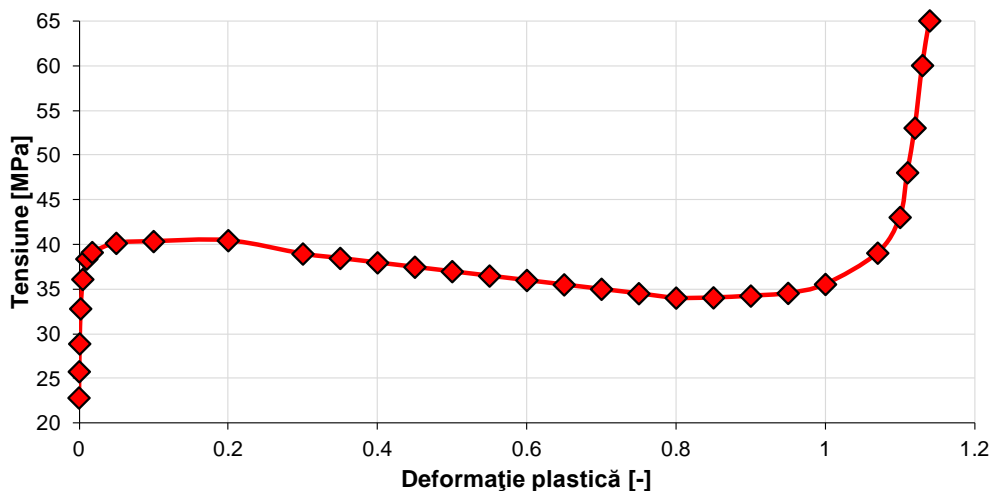
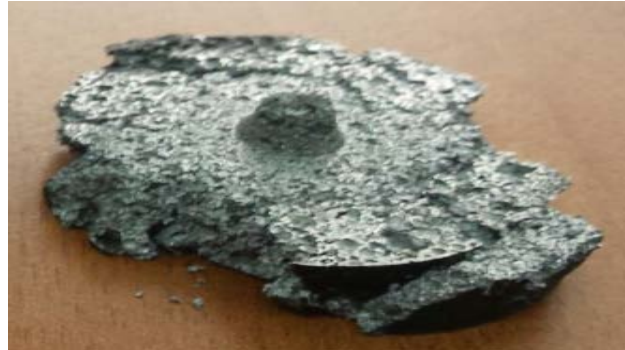
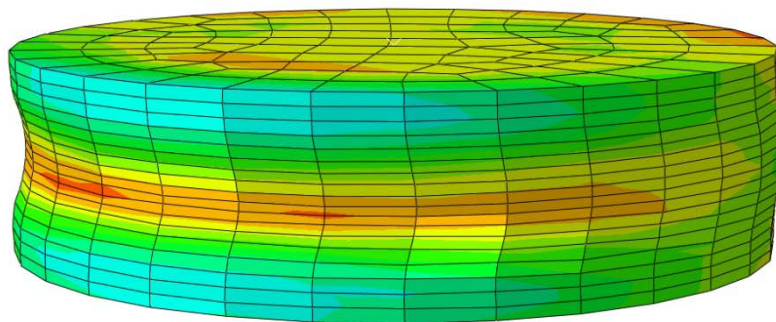
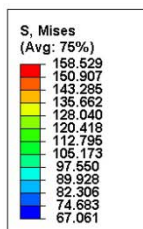
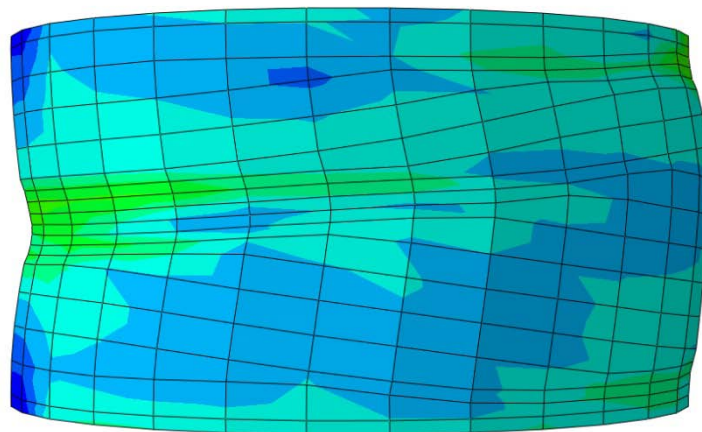
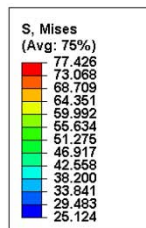


Fig. 4.46. Curba tensiune – deformație plastică folosită la calibrarea modelului de spumă de aluminiu



a)



b)

Fig. 4.47. Epruvetele deformate în urma testelor experimentale (a) și a analizei numerice (b). Spuma metalică S7.

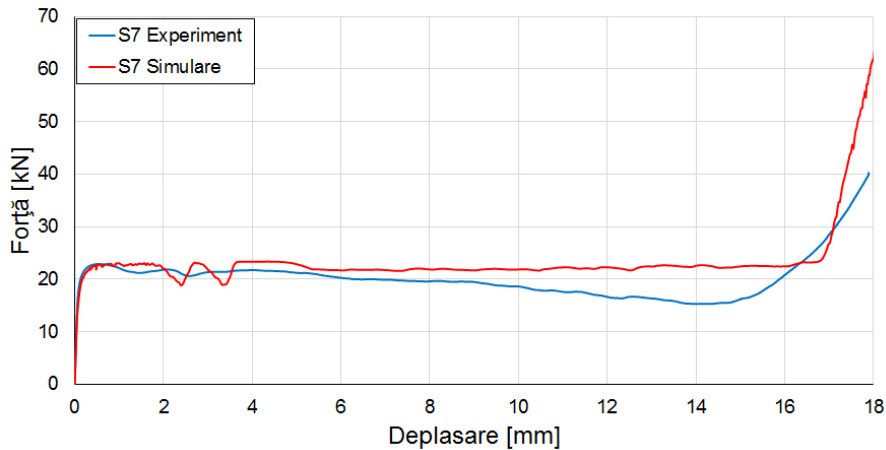


Fig. 4.48. Comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice pentru spuma metalică S7.

4.4.4.2 Analiza numerică a tubului metalic

Respectând condițiile în care au fost efectuate încercările experimentale, modelul geometric folosit în analiza numerică a tubului de oțel a constat dintr-un cilindru gol cu diametru exterior de 30 mm și diametru interior de 28 mm. Discretizarea s-a făcut prin atribuirea a 50 de noduri distanțate egal pe lungimea ambelor cercuri (diametrul exterior și interior) ce constituie cele două baze. S-au folosit elemente solide de tip C3D8H discretizarea fiind realizată prin metoda *Sweep*. Ca și model constitutiv s-a utilizat un model elastic-perfect plastic, cu un modul de elasticitate (Young) de $2 \cdot 10^5$ MPa, un coeficient al lui Poisson de 0.3 și o densitate de $7.85 \cdot 10^{-6}$ tone/mm³. Ecrusarea fost modelată prin intermediul plasticității Von Mises și a ecrusării izotrope, curba introdusă fiind una tipică oțelurilor de uz general, fiind prezentată în figura 4.49. În figura 4.50 sunt prezentate epruvetele deformat în urmatestelor experimentale și a analizei numerice, iar în figura 4.51 este prezentată o comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice.

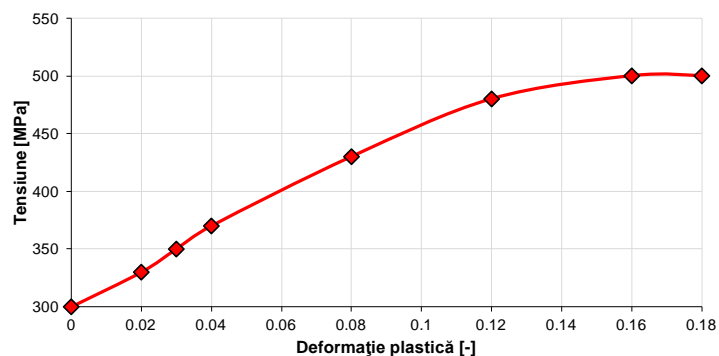
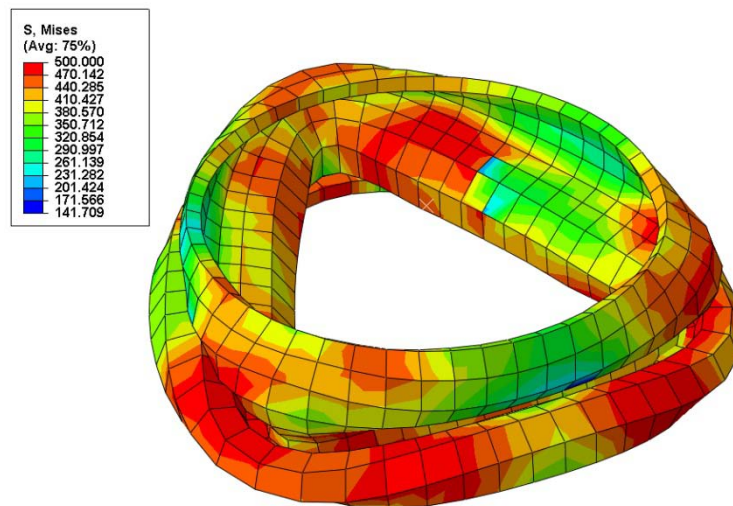


Fig. 4.49. Curba tensiune de curgere – deformație plastică folosită la modelarea ecrusării oțelului.



a)



b)

Fig. 4.50. Epruvetele deformate în urma testelor experimentale (a) și a analizei numerice (b). Tubul metalic.

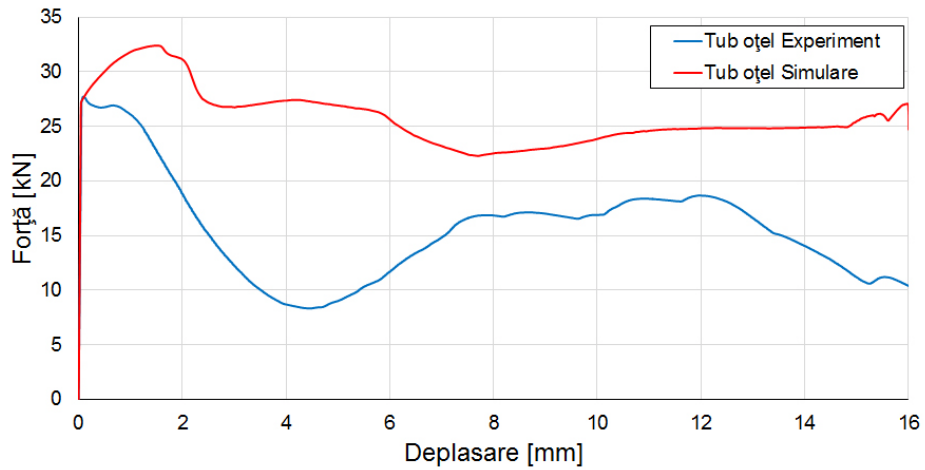


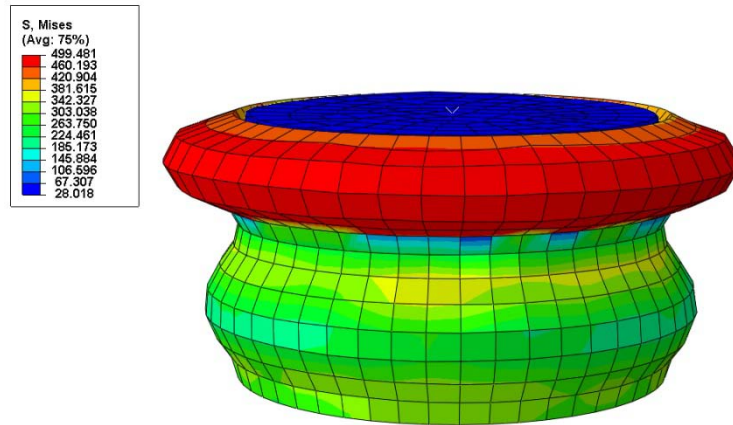
Fig. 4.51. Comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice pentru tubul metalic.

4.4.4.2 Analiza numerică a structurii formate din tubul de oțel și miez din spumă metalică

Modelul materialului structurii conține cele două modele prezentate anterior, păstrându-se discretizarea și modelele constitutive ale materialelor. În figura 5.52 sunt prezentate epruvetele deformate în urma testelor experimentale și a analizei numerice, iar în figura 5.53 este prezentată o comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice.



a)



b)
Fig. 4.52. Epruvetele deformate în urma testelor experimentale (a) și a analizei numerice (b).
Structura.

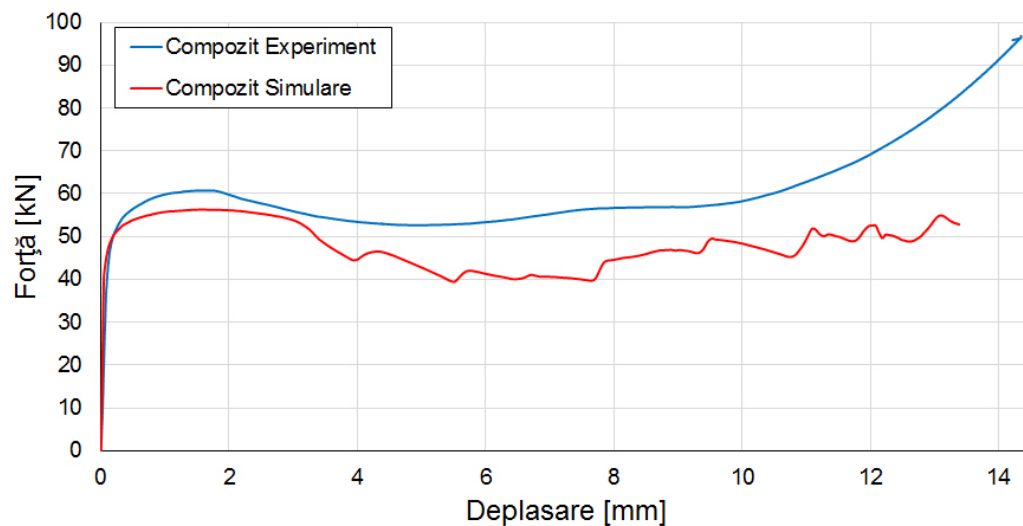


Fig. 4.53. Comparație a curbelor forță-deplasare rezultate în urma testelor experimentale și a analizei numerice pentru întreaga structură.

În acest capitol s-a realizat caracterizarea unor structuri compozite de tip sandwich cu miez din spumă metalică solicitate la încovoiere în trei puncte în regim static și dinamic cât și analiza unor tuburi metalice subțiri umplute cu spumă metalică solicitate la compresiune statică, realizându-se și o analiză numerică pentru acest tip de structură. Au fost prezentate principalele proprietăți și aplicații ale structurilor de tip sandwich cu miez de spumă metalică.

S-a realizat un programul experimental pentru a caracteriza cât mai complet o astfel de structură: caracterizarea mecanică a fețelor (solicitate la tracțiune), caracterizarea mecanică a miezului (solicitat la compresiune statică și dinamică) și caracterizarea întregii structuri (solicitată la încovoiere în trei puncte static și dinamic).

S-au determinat tensiunile normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f , și ale tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f . S-a evidențiat influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe, σ_f , rezultând că tensiunea normală, σ , în fețe crește odată cu creșterea distanței dintre reazeme de la valoarea de 27.5 MPa, pentru $l=100$ mm, până la valoarea de 62.5 MPa pentru $l=400$ mm, pentru direcția de încărcare A, iar pentru direcția de încărcare B crește de la valoarea de 32.8 MPa, pentru $l=100$ mm, până la valoarea de 70.2 MPa pentru $l=400$ mm, pe când în miez tensiunea normală are o valoare nesemnificativă. De asemenea se poate observa tensiunea normală, σ , în fețe pe direcția B este mai mare față de tensiunea normală, σ , în fețe pe direcția A.

S-a realizat o analiză experimentală și numerică a tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică.

S-a realizat un studiu al absorbției de energie al tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică, energia absorbită de structură este cu 20% mai mare față de suma energiilor obținute individual pentru tub și spuma metalică S7.

S-a efectuat o analiză numerică pentru întreaga structură (tub metalic subțire umplut cu spumă metalică), dar și individual pentru tub și spuma metalică S7. Au fost utilizate modele geometrice identice cu epruvetele utilizate în partea experimentală. Se poate observa o foarte bună corelare între rezultatele obținute prin analiza numerică și experiment.

5. CONCLUZII. CONTRIBUȚII PERSONALE

Principalele concluzii și contribuții personale care rezultă în urma studiului sunt:

- În primul capitol al lucrării s-a realizat o trecere în revistă a stadiului actual în caracterizarea mecanică a materialelor celulare metalice, prezentându-se pe scurt tehnologia de fabricare a spumelor, proprietățile, aplicațiile și avantajele utilizării spumelor metalice.
- S-a prezentat tehnologia de fabricare a spumelor metalice de aluminiu studiate pe întreg parcursul lucrării.
- Au fost evidențiate principalele proprietăți ale spumelor metalice de aluminiu.
- S-au prezentat aplicațiile și implicit avantajele utilizării spumelor metalice de aluminiu.
- Capitolul 2 este dedicat în totalitate determinării proprietăților elastice și mecanice ale spumelor metalice de aluminiu.
- S-a realizat identificarea tipului de spumă prin stabilirea compoziției, analiza microscopică și determinarea densității, fiind identificate trei compoziții ale spumei metalice de aluminiu (M8, S7, G), toate prezentând o structură cu celule închise.
- S-au determinat proprietăților elastice (modulul de elasticitate longitudinal, E , modulul de elasticitate transversal, G , coeficientul de amortizare, Q^{-1} , Coeficientul lui Poisson, ν) utilizând metoda excitării prin impuls, o metodă de testare nedistructivă.
- Corelarea proprietăților elastice cu densitatea relativă, se observă că modulul de elasticitate longitudinal, E și modulul de elasticitate transversal, G cresc odată cu creșterea densității, iar coeficientul de amortizare, Q^{-1} scade odată cu creșterea densității.
- Densitatea are un rol important în determinarea proprietăților elastice pentru spumele metalice de aluminiu.
- S-a determinat coeficientul lui Poisson pentru spuma metalică cu compoziția G pe epruvete de tip disc, s-a demonstrat că nu are o valoare constantă, acesta fiind dependent de structura spumei studiate.
- S-au determinat proprietăților mecanice ale spumelor metalice în regim static la solicitarea de compresiune și încovoiere în trei puncte.
- La solicitarea de compresiune statică s-a analizat influența densității, influența temperaturii și influența învelișului asupra proprietăților mecanice pentru spuma metalică M8, constatându-se un comportament ductil al spumei metalice.
- S-a demonstrat că odată cu creșterea densității se obține o creștere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel densitatea are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresiune.
- S-a realizat un studiu pentru cinci temperaturi diferite: -20 , 20 , 100 , 300 și 500°C , se poate observa că odată cu creșterea temperaturii se obține o scădere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel temperatura are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresiune. Influența cea mai importantă asupra caracteristicilor mecanice se poate observa după temperatura de 100°C , când are loc o scădere semnificativă a acestora.

- S-a demonstrat că odată cu păstrarea învelișului se obține o creștere semnificativă a proprietăților mecanice, astfel învelișul are un rol semnificativ în comportamentul spumelor metalice la compresiune.
- La solicitarea de încovoiere în trei puncte s-a studiat influența învelișului asupra proprietăților mecanice pentru spuma metalică M8.
- S-a demonstrat că învelișul are un rol important asupra caracteristicilor mecanice determinate la solicitarea de încovoiere în trei puncte în regim static, astfel valoarea modului de elasticitate calculat la încovoiere în trei puncte pentru direcția de încărcare perpendiculară pe înveliș este de două ori mai mare față de valoarea modului de elasticitate calculat la încovoiere în trei puncte pentru direcția de încărcare paralelă pe înveliș, Tabelul 2.7.
- S-au determinat proprietăților mecanice în regim static la solicitarea de compresiune pentru spuma metalică S7, constatându-se un comportament fragil al spumei metalice.
- S-a realizat corelarea rezistenței la compresiune, σ_c , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% și 50 % din deformație.
- Au fost propuse și două relații privind corelarea rezistenței la compresiune, σ_c , determinată la solicitarea de compresiune statică și dinamică calculată la 20% și 50% din deformație, Ec. 2.59, 2.60.
- S-a realizat o evaluare la oboseală al spumelor metalice cu compoziția M8.
- S-a demonstrat că principalul mecanism de degradare a structurii celulare la acest tip de spumă metalică este apariția unei singure benzi în zona în care spuma prezintă densitatea cea mai scăzută, confirmând comportamentul ductil, Fig. 2.58.
- În capitolul 3 au fost investigate două tipuri de spume metalice, S7 și M8, solicitate la compresiune statică. Utilizând sistemul optic ARAMIS 2D au fost realizate hărțile deformațiilor principale pentru fiecare compoziție.
- S-a realizat o pregătire originală a suprafețelor epruvetelor, Fig. 3.2.
- S-a constatat că în cazul spumei metalice cu compoziția M8 se observă apariția la început a mai multor benzi de deformații în zona unde structura prezintă o densitate mai scăzută, care mai apoi se transformă într-o singură bandă cu orientarea perpendiculară pe planul de încărcare, Fig. 3.3.
- În cazul spumei metalice cu compoziția S7 se observă apariția de la început a unei singure benzi de deformații în zona unde structura prezintă o densitate mai scăzută, care mai apoi se dezvoltă la aproximativ 45° față de pe planul de încărcare, Fig. 3.4.
- S-a calculat Coeficientul lui Poisson pentru cele două compoziții ale spumelor metalice investigate, Tabelul 3.1.
- În capitolul 4 s-a realizat analiza unor structuri compozite de tip sandwich cu miez din spumă metalică solicitate la încovoiere în trei puncte în regim static și dinamic cât și analiza unor tuburi metalice subțiri umplute cu spumă metalică solicitate la compresiune statică, realizându-se și o analiză numerică pentru acest tip de structură.
- Principala caracteristică a structurilor de tip sandwich este că sunt ușoare și rigide, dar rigiditatea nu este de ajuns. Structurile de tip sandwich trebuie să aibă de asemenea și o rezistență bună, acestea trebuind să reziste la încărcări fără a se rupe, iar în acest sens s-a prezentat teoria rezistenței sandwich-urilor. În cazul structurilor de tip sandwich cu miez din spumă metalică modurile de rupere sunt (curgerea și cedarea fețelor, forfecarea miezului și indentarea miezului).

- S-a realizat caracterizarea mecanică a fețelor studiindu-se influența direcției dar și influența vitezei de încercare, Tabelul 4.2.
- S-a realizat caracterizarea mecanică a miezului la compresiune statică și dinamică, rezultând o influență semnificativă a vitezei de încercare asupra tensiunii de curgere, Tabelul 4.3.
- S-au efectuat teste de încovoiere în trei puncte atât în regim static cât și dinamic pentru caracterizarea mecanică a structurii de tip sandwich compusă din două fețe de tablă expandată de inox și miez din spumă metalică având compoziția. În cazul testelor efectuate în regim dinamic, pentru a evalua cât mai precis modul de degradare al structurii, a fost utilizat sistemul optic ARAMIS 2D.
- S-au ridicat experimental curbele forță-deplasare studiindu-se influența distanței dintre reazeme, Fig. 4.20.
- S-au determinat atât forța maximă cât și forța critică la rupere, aceasta din urmă fiind definită ca prima deviație pronunțată de la liniaritate din curba forță-deplasare, Fig. 4.22, Tabelul 4.4.
- S-au determinat tensiunile normale și tangențiale atât din fețe cât și din miezul grinzii, Tabelul 4.5.
- S-a evidențiat influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii normale pentru miez, σ_c , respectiv fețe σ_f . Se poate observa foarte ușor că tensiunea normală, σ_r , în fețe crește odată cu creșterea distanței dintre reazeme de la valoarea de 27.5 MPa, pentru $l=100$ mm, până la valoarea de 62.5 MPa pentru $l=400$ mm, pentru direcția de încărcare A, iar pentru direcția de încărcare B crește de la valoarea de 32.8 MPa, pentru $l=100$ mm, până la valoarea de 70.2 MPa pentru $l=400$ mm, pe când în miez tensiunea normală are o valoare nesemnificativă. De asemenea se poate observa tensiunea normală, σ_r , în fețe pe direcția B este mai mare față de tensiunea normală, σ_r , în fețe pe direcția A, Fig. 4.31.
- S-a evidențiat influența distanței dintre reazeme, l , și a direcției de încărcare asupra tensiunii tangențiale pentru miez, τ_c , respectiv fețe, τ_f , Fig. 4.32.
- Prezentarea detaliată a unei curbe forță-deplasare rezultată în urma încercărilor experimentale de încovoiere în trei puncte în regim static pentru direcția B, observându-se că modul predominant de cedare a structurii este dat de forfecarea miezului, Fig. 4.33.
- S-a investigat modul de cedare al structurii și la solicitarea de încovoiere în trei puncte în regim dinamic pentru direcția B. S-a observat cu ajutorul sistemului optic că structura prezintă ca mod de degradare predominant forfecarea miezului, la fel ca în cazul încercărilor experimentale de încovoiere în trei puncte în regim static, Fig. 4.37.
- S-a realizat un studiu al absorbției de energie al tuburilor metalice subțiri umplute cu spumă metalică, energia absorbită de structură este cu 20% mai mare față de suma energiilor obținute individual pentru tub și spuma metalică S7, Fig. 4.43, 4.44.
- S-a efectuat o analiză numerică pentru întreaga structură, dar și individual pentru tubul metalic și spuma metalică S7.
- Au fost utilizate modele geometrice identice cu epruvetele utilizate în partea experimentală. Se poate observa o foarte bună corelare între analiza numerică și experiment, Fig. 4.48, 4.51, 4.53.

BIBLIOGRAFIE

- Allen, H.G. *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels*, Pergamon Press, Oxford, 1969.
- Ashby, M.F. *The mechanical properties of cellular solids*, *Metallurgical and Materials Transactions*, 14A, pp. 1755-1769, 1983.
- Ashby, M.F., Evans, A.G., Fleck, N.A., Gibson, L.J., Hutchinson J.W. *Metal foam: A design Guide*, Butterworth Heinemann, 2000.
- Wadley, H.N.G.
- Banhart, J., Baumeister J., Weber M. *Damping properties of aluminum foams*. *Materials Science Engineering A205*, pp 221-228, 1996.
- Banhart, J., Baumeister J. *Deformation characteristics of metal foams*, *J. Mater. Sci.* 33, pp 1431–1440, 1998.
- Banhart J. *Metal Foams: Production and Stability*, *Advanced Engineering Materials* 8(9), pp 781–794, 2006.
- Banhart J. *Manufacture, characterisation and application of cellular metals and metal foams*, *Progress in Materials Science* 46, pp 559–632, 2001.
- Birsan, M., Sadowski, T., Marşavina, L., Linul, E., Pietras, D. *Mechanical behaviour of sandwich composite beams made of foams and functionally graded materials*, *Int. J. of Solids And Structure.*, 50, pp 519 – 530 2013.

- Burman, M. *Fatigue crack initiation and propagation in sandwich structures*, Academic dissertation, Department of Aeronautics, Division of Lightweight Structures, Stockholm, Sweden, 1998.
- Ciba-Geigy *Aeroweb Honeycomb Sandwich Design*, Instruction sheet No. AGC 33a (Part. 2) Bonded Structures Division, Duxford, Cambridge, 1980.
- Christensen, R.M. *Mechanics of low density materials*, *J. Mech. Phys. Solids*, 34, 563-78, 1986.
- Christensen, R.M. „A comparison of open cell and closed cell properties for low-density materials”, *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2, pp. 1299-1307, 2007.
- Cousins, R.R. *A theory for the impact behavior of rate-dependent padding materials*, *J. Appl. Polymer Sci.*, 20, pp. 2893-2903, 1976a.
- Cousins, R.R. *Design Guide to the Use of Foams for Crash Padding*, NPL Report DMA 237, London, 1976b.
- Daxner T.,
Böhm H.J.,
Rammerstorfer F.G. *Mesosopic simulation of inhomogeneous metallic foams with respect to energy absorption*, *Computational Materials Science* 16, pp 61-69, 1999
- Davies G.J.,
Zhen S. *Metallic foams: their production, properties and applications*, *Journal of Materials Science*, 18, p. 1899-1911, 1983.
- Faur, N. *Elemente finite. Fundamente*, Editura Politehnica, Timișoara, 2002
- Froud, G.R. *Your sandwich order, Sir?*, *Comp.*, 11 (3), pp. 133-138, 1980.
- Fazzini M.,
Mistou S., *Study of image characteristics on digital image correlation error assessment*, *J. Optics and Lasers in Eng.* 48 pp 335–339, 2010
- Dalverny O.,
Robert L.

-
- Gent, A.N.,
Rusch, K.C. *Permeability of open-cell foamed materials*, J. Cell. Plast, 2, pp. 46-51, 1966a.
- Gent, A.N.
Rusch, K.C. *Viscoelastic behavior of open cell foams*, Rubber Chem. Technol., 39, p. 389, 1966b.
- Gent, A.N.
Thomas, A.G. *The deformation of foamed elastic materials*, J. Appl. Polymer Sci., I, pp. 107-113, 1959.
- Gent A.N.,
Thomas A.G. *Mechanics of foamed elastic materials*, Rubber Chem. Technol., 36, pp. 597-610, 1963.
- Gibson L.J.,
Ashby M.F. *The mechanics of the three dimensional cellular materials*, Proc. Roy. Soc., A382, pp. 43-59, 1982.
- Gibson L.J.
Ashby M.F. *Cellular solids – Structure and properties – second edition*, Pergamon Press Oxford, 1988.
- Gibson L.J.
Ashby M.F. *Cellular solids – Structure and properties – second edition*, Cambridge University Press, 1997.
- Gordon, G.A. *Testing and Approval. Impact Strength and Energy Absorption*, PIRA, 1974.
- Green, D.J. *Fabrication and Mechanical Properties of Lightweight Ceramics Produced by Sintering of Hollow Sphere*, J. of American Ceramic Society, 68, pp. 403-409, 1985.
- Green, D.J., Schierloh,
F.L., Perkins, R.D.,
Babcock, S.G. *High-velocity deformation properties of polyurethane foam*, Exp. Mech., March, Vol. 9, pp. 103-109, 1969.
- Hilyard, N.C. *Mechanics of Cellular Plastics*, Applied Science, Braking, 1982.
- Hilyard, N.C., *„Observations on the impact behaviour of polyurethane*

- Djiauw, L.K. *foams; I. The polymer matrix*, J. Cell.Plast., 7, pp. 33-42, 1971.
- Hilyard, N.C.,
Kanakkanatt, S. *Mechanical damping in liq-uid-filled foams*, J. Cell. Plast., 6, pp. 87-90, 1970.
- Jongman, K.,
Stephen, R. *Design of sandwich structures for concentrated loading*, Comp. Struc., 59, pp. 365-373, 2001.
- Kanetake N., Hipke T.,
Miyoshi T., Nakajima
H., Ono F., Krupp U.,
Aegerter J. *International Standard for Compression Test of Porous and Cellular Metals*, Proceedings of the 6th Int. Conf. on Porous Metals and Metallic Foams, Sept 1 – 4, 2009, Bratislava
- Sevostianov I.,
Kováčik J,
Simancik F. *Elastic and electric properties of closed-cell aluminum foams. Cross-property connection*, Materials Science and Engineering A 420, pp 87–99, 2006.
- Kováčik, J *Aluminum foams-Modulus of elasticity and electrical conductivity according to percolation theory*. Scripta Materialia, 39, pp 239-246, 2002.
- Kováčik, J. *Correlation between elastic modulus, Poisson's ratio and porosity in porous materials*, Adv. Eng. Mater., 10, pp 250-252, 2008.
- Kosten, C.W.,
Zwikker, A. *Properties of sponge rubber as a material damping vibration and choc*", Rubber Chem. Technol., 12, p.105, 1939.
- Kuenzi, E.W. *Minimum weight structural sandwich*, US Forest Service Research Note FPL-086. Forest Products Laboratory, Madison WI, 1965.
- Lederman,J.M. *The prediction of the tensile properties of flexible foams*, J. Appl. Polymer. Sci., 15, pp. 693-703, 1971.
- Lee, W.M.,
Williams, B.M. *Cushioning and load distribution performance of plastic foams*, J. Cell. Plast., 7, p. 72, 1971.
- K. Jongman and
R. Stephen *Design of sandwich structures for concentred loading*, Comp. Struc., 59: 365-373 2001

- Li, Q.M.,
Magkiriadis, I.
Harrigan, J.J.
Lim, T. S.,
Lee, C.S.,
Lee, D.G.
Linul E.,
Voiconi T.
Marşavina, L.,
Sadowski T.
Linul E.
Linul E.,
Serban D. A.,
Voiconi T.,
Marşavina, L.,
Sadowski T.
Linul E.,
Marşavina, L.,
Voiconi T.
Kováčik, J.
Linul E.,
Voiconi T.
Marşavina, L.,
Silaghi-Perju D.
- Compressive Strain at the Onset of Densification of Cellular Solids*, Journal of Cellular Plastics, 42, pp. 371, 2006.
- Failure modes of foam core sandwich beams under static and impact loading*, J. of Comp. Mat., 38, pp. 1639-1662, 2004.
- Study of factors influencing the mechanical properties of polyurethane foams under dynamic compression*, Journal of Physics: Conference Series, vol. 451, pp. 1-6, 2013.
- Studiul factorilor care influenţează proprietăţile mecanice ale spumelor poliuretanică rigide*, teză doctorat, Universitatea Politehnica Timişoara, 2011.
- Energy-absorption and efficiency diagrams of rigid PUR foams*, Key Engineering Materials, vol. 601, pp. 246-249, 2014.
- Experimental determination of compressive properties for closed-cell aluminium foams*, Buletinul Universitatii Petrol-Gaze din Ploiesti. Seria Tehnica, vol. LXIV(4), pp. 51-56, 2012.
- Fracture toughness investigations of PUR foams using Asymmetric Semi-Circular Bend (ASCB)specimens*, Buletinul Universitatii Petrol-Gaze din Ploiesti. Seria Tehnica, vol LXV(4), 7-16, 2013

- Locket, F.J., *Plast. Rubber Proc. Appl.*, 1, 25, 1981.
- Cousins, R.R.,
- Maiti, S.K., *Deformation and energy absorption diagrams for cellular materials*, *Acta Metallurgica*, 32, pp. 1963-1975, 1984.
- Gibson, L.J.,
- Ashby, M.F.
- Marşavina, L., *Failure of polyurethane foams under different loading conditions*, *Key Engineering Materials*, Vols. 385-387, pp. 205-208, 2008.
- Sadowski T.,
- Constantinescu D.M., Negru, R.
- Marsavina L., *A comparison between dynamic and static fracture toughness of polyurethane foams*, *Polymer Testing*, vol. 32, pp. 673-680, 2013.
- Linul E.,
- Voiconi T.**,
Sadowski T.
- Marsavina L., *Refinements on fracture toughness of PUR foams*, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 129, pp. 54-66, 2014a.
- Constantinescu D.M., Linul E.,
Apostol D.A.,
Voiconi T.,
Sadowski T.,
- Marsavina L., *Evaluation of mixed mode fracture for PUR foams*, *Procedia Materials Science*, vol.3, pp. 1342-1352, 2014b.
- Constantinescu D.M., Linul E.,
Voiconi T.,
Apostol D.A.
- Meinecke, E.A., *Energy absorption in polymeric foams. I. Prediction of impact behavior from instron data for foams with rate-independent modulus*, *J. Appl. Polymer Sci.*, 14, pp. 2239-2248, 1970.
- Schwaber, D.M.
- Melvin, J.W., *Compression of cellular plastics at high strain rates*, *J. Cell. Plast.*, 7, pp. 97-100, 1971.
- Roberts, V.L.
- Mills, N.J. Chapter 9 in *"Low Density Cellular Plastics, Physical Basis of Behaviour"*, eds. Hilyard, N.C. and Cunningham, A.,

- Chapman and Hall, London, 1994.
- Mills, N.J. *Polymer Foams Handbook. Engineering and Biomechanics Applications and Design Guide*, Published by Elsevier Ltd., 2007.
- Mustin, G.S. *Theory and Practice of Cushion Design*, US Government Printing Office, Washington, DC, 1968.
- Öchsner A., Winter W., Kuhn G. *On an elastic-plastic transition zone in cellular metals*. Archive of Applied Mechanics 73 pp 261 – 269, 2003.
- Onck P.R. *Application of a continuum constitutive model to metallic foam DEN-specimens in compression*, Int. J. of Mech. Sci. 43 pp 2947 – 2959, 2001.
- Patel, M.R., Finnie, I. *Structural features and mechanical properties of rigid cellular plastics*, J. Mater., 5, p. 909, 1970.
- Roebben, G. *Impuse excitation apparatus to measure resonant frequencies, elastic moduli, and internal friction at room and high temperature*. Rev. Sci. Instrum. 68, 4511 1997.
- Rusch, K.C. *Energy-absorbing characteristics of foamed polymers*, J. Appl. Polym. Sci., 14, pp. 1133-1147, 1969.
- Rusch, K.C. *Load-compression behavior of brittle foams*, Journal of Applied Polymer Science, 14, pp. 1263-1273, 1970,.
- Rusch, K.C. *Impact energy absorbtion by foamed polymers*, J. Cell. Plast., Vol. 7 (2), pp. 78-83, March/April 1971.
- Saint-Michel, F., Chazeau, L., Cavaille, J.-Y., Chabert E. *Mechanical properties of high density polyurethane foams: I. Effect of the density*, Composites Science and Technology, 66, pp. 2700–2708, 2006.
- Sarzynski, M.D. *Carbon foam characterization: Sandwich flexure, tensile and shear response*, A Thesis Submitted to Texas A&M University in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science, 2003.
- Serban D.A., Voiconi T., L. *Flexural properties of polyamides: influence of strain rate, friction and moulding-induced anisotropy*, Key Engineering

- Marsavina L., V. Silberschmidt V. Materials, vol. 601, pp. 29-32, 2014.
- Schwaber, D.M. *Polymer-Plast. Technolog. Eng.*, 2, 231, 1973.
- Schwaber, D.M. *Energy absorbtion in polymeric foams. II. Prediction of impact behavior from instron data for foams with rate-dependent modulus*, J. Appl. Polymer Sci., 15, pp. 2381-2393, 1971.
- Meinecke, E.A.
- Schwartz D. S., Shih S., Evans A., Wadley H. *Porous and Cellular Materials for Structural Applications* SYMPOSIUM PROCEEDINGS VOLUME 521 April 13-15, San Francisco, California, U.S.A. 1998.
- Skochdopole, R.E., Rubens, L.C. *Physical property modifications of low-density polyethylene foams*, J. Cell. Plastics, 1, pp. 91-96, 1965.
- Timoshenko, S.P. *Theory of Elasticity*, 3rd edn. McGraw-Hill, New York, 1970.
- Goodier, J.N.
- Trepper, C. *Structural damping of integral foam components. Porous Metals and Metallic Foams*, MetFoam 2007.
- Triantafillou, T.C. *Failure mode maps for foam core sandwich beams*, Mat. Sci. Eng., 95, pp. 37-53, 1987a.
- Gibson, L.J.
- Triantafillou, T.C. *Minimum weight of foam core sandwich panels for a given strength*, Mat. Sci. Eng., 95, pp. 55-62, 1987b.
- Gibson, L. J.
- Tu, Z.H., Shim, V.P.W. *Plastic deformation modes in rigid polyurethane foam under static loading*, International Journal of Solids and Structures, 38, pp. 9267-9279, 2001.
- Lim, C.T.
- Ueng, C.E.S. *Least weight of a sandwich panel*, In R.R. Craig (ed.), Proc. ASCE, Engineering Mechanics Division, 3rd Speciality Conf., University of Texas at Austin, 17-19 September, New York, pp. 41-44, 1979.
- Liu, T.L.
- Voiconi T.**, *Experimental determination of mechanical properties of aluminium foams using Digital Image Correlation*, Key Engineering Materials, vol. 601, pp. 254-257, 2014.
- Linul E., Marsavina L.,

- Kovacik J.,
- Knec M.
- Voiconi T.**, *Determination of flexural properties of rigid PUR foams using digital image correlation*, Solid State Phenomena, vol. 216, pp. 116-121, 2014.
- Linul E.,
Marsavina L.,
Sadowski T.,
- Knec M.
- Voiconi T.**, Negru R., Linul E., L. Marsavina L., Filipescu H. *The Notch effect on fracture of Polyurethane materials*, Frattura Ed Integrita Strutturale: Annali 2014, vol. 8, pp. 101-108, 2014.
- T. Voiconi**, L. Marsavina, E. Linul, J. Kováčik *Determination of elastic and damping properties for closed-cell aluminium foams using Impulse Excitation Technique*, Proceedings of XIIIth Youth Symposium on Experimental Solid Mechanics, vol. 1, pp. 141-144, 2014.
- Woolam, W.W. *J. Cell. Plast.*, 4, 79, 1968.
- Zenkert, D. *An introduction to Sandwich Construction*, EMASS, Solihull, UK, 1995.
- Zhang, J. CPGS Thesis, Engineering Department, Cambridge, UK, 1988.
- Ashby, M.F.
- ASTM C393-00 Standard Test Methods for Flexural Properties of Sandwich Constructions.
- ASTM E-1876-01 Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation Technique of Vibration
- ARAMIS User Manual GOM mbH. Germany, Braunschweig, v 6.3, 2011.
- RFDA basic MANUAL, Version1.0, IMCE N.V, Genk, Belgium, www.imce.net