

UNIVERSITATEA „EFTIMIE MURGU” din REȘIȚA

Facultatea de Mecanică și Management
Departamentul de Mecanică și Ingineria Materialelor



Decizie Rector Nr. 190 din 18.03.2015

TEZĂ DE DOCTORAT

*Contribuții la identificarea și cuantificarea defectelor în grinzi
compozite stratificate prin analiza răspunsului dinamic în frecvență*

*Contributions to identification and quantification of damages in laminar
composite beams by the dynamic response analysis*

Autor: Ing. Elena Daniela SGAVERDEA (BÎRDEANU)

COMISIA DE DOCTORAT

Președinte	Prof.univ.dr.ing. Doina FRUNZĂVERDE	de la	Universitatea „Eftimie Murgu” din Reșița
Conducător de doctorat	Prof.univ.dr.ing. Gilbert-Rainer GILLICH	de la	Universitatea „Eftimie Murgu” din Reșița
Referent	Prof.univ.dr.ing. Polidor BRATU	de la	Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
Referent	Prof.univ.dr.ing. Nicolae HERIȘANU	de la	Universitatea Politehnica Timișoara
Referent	Prof.univ.dr.ing. Dorian NEDELCU	de la	Universitatea „Eftimie Murgu” din Reșița

Reșița 2015

Cuvânt înainte

Teza de doctorat își propune să aducă noi cunoștințe în domeniul identificării defectelor în elemente compozite stratificate prin analiza răspunsului în frecvență utilizând mijloacele analizei teoretice a modelării și simulări cu ajutorul elementelor finite, cu validare prin încercări experimentale.

Doresc să adresez sincere mulțumiri pentru susținerea acordată și a echipamentelor de laborator puse la dispoziție, conducerii academice a Universității „Eftimie Murgu” din Reșița, doamnei rector Prof.univ.dr.ing.Doina Frunzăverde.

Pe parcursul derulării cercetărilor, am avut sprijinul competent și permanent al colectivului Școlii Doctorale al Facultății de Inginerie și Management, cât și al conducerii academice a Universității „Eftimie Murgu” din Reșița, precum și cel a numeroși specialiști din afara universității. Pe această cale aduc mulțumiri conducătorului științific, domnului Prof.univ.dr.ing. Gilbert-Rainer GILLICH.

Mulțumesc domnilor, Prof.univ.dr.ing. Polidor BRATU de la Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați, Prof.univ.dr.ing. Nicolae HERIȘANU de la Universitatea Politehnica Timișoara, Prof.univ.dr.ing. Dorian NEDELCU de la Universitatea „Eftimie Murgu” din Reșița, care în calitate de referenți prin sugestiile și observațiile competente au dus la îmbunătățirea conținutului tezei de doctorat.

Vreau să aduc mulțumiri pentru colaborarea și sprijinul acordat la realizarea analizelor numerice doamnei Lector dr. Andrea Amalia MINDA și domnului Dr.ing. Marius TUFOI, iar pentru ajutorul acordat în derularea măsurătorilor experimentale domnilor Conf.univ.dr.ing. Liviu COMAN, Ș.I.dr.ing. Vasile IANCU.

Nu în ultimul rând vreau să mulțumesc familiei mele pentru răbdarea, înțelegerea și susținerea morală manifestată pe toată perioada stagiului doctoral, mulțumiri tuturor celor care în diferite momente și prin diferite modalități m-au îndrumat, sprijinit și susținut pe parcursul elaborării tezei de doctorat.

Cuprins

Listă tabele	5
Listă figuri	8
Listă notații	12
Oportunitatea, obiectivele și conținutul tezei	14
Capitolul 1 Problematika detectării defectelor în structuri.....	19
1.1. Monitorizarea și controlul structurilor	19
1.2. Metode de control local.....	23
1.2.1. Inspectia vizuală.....	24
1.2.2. Controlul cu lichide penetrante	24
1.2.3. Controlul cu pulberi magnetice	25
1.2.4. Testarea radiografică	25
1.2.5. Controlul cu curenți turbionari	25
1.2.6. Controlul cu ultrasunete	26
1.2.7. Emisiile acustice.....	27
1.2.8. Imagini termice în infraroșu	27
1.3. Metode de control global.....	27
1.3.1. Metode bazate pe schimbări ale frecvențelor proprii	30
1.3.2. Metode bazate pe amortizare.....	34
1.3.3. Metode bazate pe schimbarea formei modale proprii.....	34
1.3.3.a. Modificarea formei modale proprii	34
1.3.3.b. Modificarea în curbură formei modale proprii	37
1.3.3.c. Modificarea energiei de deformare modală (metoda indicelui defectului).....	38
1.3.4. Metode bazate pe flexibilitatea unei structuri	40
1.3.4.a. Modificări în matricea de flexibilitate.....	40
1.3.4.b. Alte metode bazate pe flexibilitate	42
1.3.5. Metode bazate pe actualizarea modelului	42
1.3.6. Metoda rețelelor neurale	45
1.3.7. Cercetări în domeniu efectuate la UEM Reșița	46
1.4. Concluzii parțiale	47
Capitolul 2 Materiale compozite	50
2.1. Structura materialelor compozite	50
2.1.1. Materiale compozite stratificate	52
2.1.2. Materiale compozite armate cu fibre	53
2.1.3. Materiale compozite durificate cu particule (disperse).....	56
2.2. Caracteristicile mecanice ale materialelor compozite	57
2.2.1. Principalele caracteristici mecanice ale structurilor compozite	58
2.2.2. Tensiunile în structurile compozite stratificate	63
2.3. Defecte ale materialelor compozite.....	66
2.4. Concluzii	68

Capitolul 3 Studiul parametric al grinzilor stratificate fără defecte	70
3.1. Determinarea relațiilor simplificate pentru modul de elasticitate longitudinal	70
3.2. Vibrații transversale ale grinzii compozite	77
3.3. Analiza numerică prin metoda FEM	82
3.3.1. Analiza frecvențelor prin metoda elementului finit	86
3.3.2. Analiza rigidității prin metoda elementului finit	98
3.4. Concluzii	104
Capitolul 4 Analiza grinzilor compozit stratificate cu defecte structurale	105
4.1. Determinarea distribuției energiei modale acumulată în bare încastrate la un capăt	105
4.2. Analiza influenței defectului ca poziție pe grinda stratificată	113
4.3. Analiza influenței adâncimii defectului	124
4.4. Concluzii și contribuții personale	132
Capitolul 5 Experimentarea și validarea conceptelor	134
5.1. Descrierea standului și a echipamentului pentru măsurători de vibrații	134
5.2. Măsurători pe bare fără defect	139
5.3. Măsurători pe bare cu defect	144
5.4. Determinarea poziției defectului	146
5.5. Concluzii	151
Capitolul 6 Concluzii și contribuții personale, diseminarea rezultatelor cercetării	153
6.1. Concluzii finale	153
6.2. Contribuții personale	155
6.3. Diseminarea rezultatelor cercetării	156
Bibliografie	159

Listă tabele

Tabel	Pag.
3.1. Valorile lui λ_i pentru grinda Euler-Bernoulli	81
3.2. Proprietățile mecanice și fizice ale grinzilor compozit	84
3.3. Informații discretizare	85
3.4. Caracteristici mecanice utilizate pentru FEM - modulul de elasticitate longitudinal	85
3.5. Caracteristici mecanice utilizate pentru FEM - coeficientul lui Poisson	85
3.6. Valorile frecvențelor f_i în cazul modulului de elasticitate longitudinal $E = 2,41 \cdot 10^9$ pentru grinda cu 3 straturi comparativ cu bara de oțel	85
3.7. Valorile frecvențelor f_i în cazul modulului de elasticitate longitudinal $E = 2,41 \cdot 10^9$ pentru grinda cu 5 straturi comparativ cu bara de oțel	87
3.8. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic funcție de valorile modulului de elasticitate longitudinal E pentru grinda cu 3 straturi	87
3.9. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM pentru valorile modulului de elasticitate longitudinal E în cazul grinzii cu 3 straturi	88
3.10. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic funcție de valorile modulului de elasticitate longitudinal E pentru grinda cu 5 straturi	88
3.11. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM pentru valorile modulului de elasticitate longitudinal E în cazul grinzii cu 5 straturi	88
3.12. Valorile frecvențelor normalizate pentru grinda cu 3 straturi	89
3.13. Valorile frecvențelor normalizate pentru grinda cu 5 straturi	92
3.14. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM pentru valorile coeficientului lui Poisson ν pentru grinzile cu 3 respectiv 5 straturi	92
3.15. Valorile frecvențelor f_i maxime, minime și abaterile pentru valorile coeficientului lui Poisson ν în cazul grinzii compozit cu 3 straturi	94
3.16. Valorile frecvențelor f_i maxime, minime și abaterile pentru valorile coeficientului lui Poisson ν în cazul grinzii compozit cu 5 straturi	97
3.17. Valorile săgeții determinate cu FEM pentru grinzile compozit cu 3 straturi	97
3.18. Valorile săgeții determinate cu FEM pentru grinzile compozit cu 5	98

straturi	
3.19. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic cu ajutorul săgeții pentru grinda cu 3 straturi	100
3.20. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic cu ajutorul săgeții pentru grinda cu 5 straturi	100
3.21. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM, calculate cu ajutorul săgeții pentru grinda cu 3 straturi	100
3.22. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM, calculate cu ajutorul săgeții pentru grinda cu 5 straturi	101
3.23. Abaterea calculată pentru grinda cu 3 straturi	102
3.24. Abaterea calculată pentru grinda cu 3 straturi	102
4.1. Valorile frecvențelor pentru primele 7 intervale pentru adâncimea defectului de 1 mm	115
4.2. Valorile frecvențelor pentru al doilea set de 7 intervale pentru adâncimea defectului de 1 mm	115
4.3. Valorile frecvențelor pentru ultimele 7 intervale pentru adâncimea defectului de 1 mm	116
4.4. Valorile frecvențelor pentru primele 7 intervale pentru adâncimea defectului de 2 mm	116
4.5. Valorile frecvențelor pentru al doilea set de 7 intervale pentru adâncimea defectului de 2 mm	117
4.6. Valorile frecvențelor pentru ultimele 7 intervale pentru adâncimea defectului de 2 mm	117
4.7. Caracteristicile mecanice și fizice ale grinzii compozit	124
4.8. Valorile frecvențelor f_i pentru adâncimea defectului 0,2 și 1 mm	126
4.9. Valorile frecvențelor f_i pentru adâncimea defectului 1,2 și 2,2 mm	126
4.10. Valorile frecvențelor f_i funcție de adâncimea defectului cuprinsă între 2,4 și 3,4 mm	127
4.11. Valorile frecvențelor f_i funcție de adâncimea defectului cuprinsă între 2,4 și 3,4 mm	127
5.1. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 1a fără defect	140
5.2. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 1b fără defect	141
5.3. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 2a fără defect	141
5.4. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 2b fără defect	141
5.5. Măsurători pentru grinda Str5FD_ 1a fără defect	142
5.6. Măsurători pentru grinda Str5FD_ 1b fără defect	142

5.7.	Măsurători pentru grinda Str5FD_ 2a fără defect	142
5.8.	Măsurători pentru grinda Str5FD_ 2b fără defect	143
5.9.	Valorile abaterilor măsurate ale grinzilor fără defect	143
5.10.	Cazuri analizate	144
5.11.	Măsurători pentru grinda cu 5 straturi cu defect 0,8 mm la $x = 0,274$ m	145
5.12.	Măsurători pentru grinda cu 5 straturi cu defect 1,6 mm la $x = 0.274$ m	145
5.13.	Măsurători pentru grinda cu 5 straturi cu defect 0,8 mm la $x = 0.274$ m	146
5.14.	Măsurători pentru grinda cu 5 straturi cu defect 1,6 mm la $x = 0.274$ m	146
5.15.	Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str3D_1a defectul cu adâncimea de 0,8 mm	147
5.16.	Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str3D_1a defectul cu adâncimea 1,6 mm	148
5.17.	Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str5D_1a defectul cu adâncimea de 0,8 mm	148
5.18.	Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str5D_1a defectul cu adâncimea de 1,6 mm	149

Listă figuri

Figura		Pag.
1.1.	Structura activităților de monitorizare a integrității structurale	22
2.1.	Clasificarea materialelor compozite	51
2.2.	Materiale compozite: a) stratificate; b) armate cu fibre; c) disperse	51
2.3.	Structura unui material compozit stratificat	53
2.4.	Material compozit tip sandwich	53
2.5.	Moduri de orientare a fibrelor	54
2.6.	Tipuri de fibre	55
2.7.	Tipuri de țesături: a) legătură tip pânză; b) legătură tip ATLAS; c) legătură tip lână	55
2.8.	Curba tensiune – deformația unui compozit unidirecțional	58
2.9.	Orientarea fibrelor în materialul compozit stratificat	59
2.10.	Modulul de elasticitate transversal în funcție de orientarea fibrelor a) orientarea fibrelor; b) variația modulului de elasticitate	60
2.11.	Tipuri de structuri compozite: a) grindă bimetalică; b) țevă alcătuită din două straturi; c) grindă de lemn ranforsată cu oțel; d) panou sandwich cu spumă ; e) – f) panou tip fagure	63
2.12.	Reprezentarea tensiunilor în cazul grinzii simetrice	64
2.13.	Secțiunea transversală a unei grinzi este simetrică pe două direcții	65
2.14.	Apariția unui defect (delaminare) într-un compozit stratificat	66
2.15.	Alungirea fibrelor în compozitul stratificat	67
2.16.	Ruptura unei fibre într-o structură stratificată	67
2.17.	Compozit stratificat ce prezintă fisuri în structură	68
3.1.	Grindă compozit stratificat uniformă, cu două fețe identice perfect lipite de un miez gros de spumă, încărcată în 3 puncte de îndoire	70
3.2.	Grinzi compozit stratificat cu 3 respectiv 5 straturi	71
3.3.	Geometria grinzii încastrate la un capăt și liber la celălalt	73
3.4.	Element al grinzii	74
3.5.	Încărcarea grinzii cu sarcină distribuită și repartiția momentului încovoietor	75
3.6.	Diagrama momentului încovoietor	76

3.7.	Reprezentarea 3D a grinzilor compozit stratificate cu 3 respectiv 5 straturi	83
3.8.	Grinzi compozit stratificate fără defect cu 3 respectiv 5 straturi discretizate	84
3.9.	Primele 6 moduri de vibrație pentru grinda compozit cu 5 straturi încastrată la un capăt și liber la celălalt, obținute prin modelare cu teoria Euler-Bernoulli	86
3.10.	Analizarea frecvențelor pentru fiecare mod de vibrație	90
3.11.	Valorile frecvențelor proprii f_i funcție de modulul de elasticitate longitudinal E_i pentru grinda cu 3 straturi	91
3.12.	Valorile frecvențelor proprii f_i funcție de modulul de elasticitate longitudinal E_i pentru grinda cu 5 straturi	91
3.13.	Frecvențele normalizate determinate pentru grinda cu 3 straturi	93
3.14.	Frecvențele normalizate determinate pentru grinda cu 5 straturi	93
3.15.	Analizarea frecvențelor pentru fiecare mod de vibrație funcție de coeficientul lui Poisson pentru grinda compozit cu 3 straturi	95
3.16.	Analizarea frecvențelor pentru fiecare mod de vibrație funcție de coeficientul lui Poisson pentru grinda compozit cu 5 straturi	96
3.17.	Reprezentarea abaterilor funcție de coeficientul lui Poisson pentru grinzile compozit cu 3 respectiv 5 straturi	98
3.18.	Valorile frecvențelor proprii f_i funcție de modulul de elasticitate longitudinal E_i calculat cu săgeata: a) pentru grinda cu 3 straturi; b) pentru grinda cu 5 straturi	99
3.19.	Abaterea procentuală pentru grinda compozit cu 3 straturi	102
3.20.	Abaterea procentuală pentru grinda compozit cu 5 straturi	103
3.21.	Abaterile frecvente pentru modul 1 pentru grinzile stratificate	103
4.1.	Exemplu de locație pe grindă la care nu apare încovoierea, respectiv curbura este zero	105
4.2.	Moduri pentru care defectul produce o influență scăzută asupra frecvențelor naturale	106
4.3.	Moduri pentru care frecvențele naturale sunt cele mai afectate de prezența defectului	106
4.4.	Moduri pentru care frecvențele naturale sunt supuse unor schimbări semnificative	107
4.5.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda fără defect și cea cu defect	108
4.6.	Modificarea relativă a frecvenței Δf_i^* pentru defect situat la $x = 0,274m$ și 3 scenarii de adâncime: $1mm$, $2mm$ și $2,6mm$	111

4.7.	Coeficienții de localizare a defectului $\Phi_i(x)$ pentru locația $x = 0,274m$	111
4.8.	Grinda cu defect de diferite adâncimi: a) adâncimea = 1mm, b) adâncimea = 2 mm	114
4.9.	Variația frecvențelor pentru adâncimea defectului de 1 mm	118
4.10.	Variația frecvențelor pentru adâncimea defectului de 2 mm	119
4.11.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Primele 2 moduri	120
4.12.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2mm. Modurile 3-5	121
4.13.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Modurile 6-8	122
4.14.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Modurile 9-10	123
4.15.	Prezența defectului în grinda compozit stratificată la diferite adâncimi	125
4.16.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu adâncimea defectului cuprinsă între 0,2 și 4,8 mm. Modurile 1-6	128
4.17.	Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu adâncimea defectului cuprinsă între 0,2 și 4,8 mm. Modurile 7-10	129
4.18.	Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 0,2 și 1,2	130
4.19.	Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 0,8 și 2,2	130
4.20.	Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 1,8 și 3,2	130
4.21.	Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 1,8 și 3,2	131
4.22.	Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 2,8 și 4,8	131
4.23.	Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru întreg domeniul analizat	131
5.1.	Stand pentru măsurători de frecvențe proprii la bare încastrate	134
5.2.	Echipament de achiziție și prelucrare a datelor	135
5.3.	Grinzi stratificate	136
5.4.	Instrument virtual pentru achiziția semnalelor	137
5.5.	Frecvențe proprii extrase în LabVIEW	138
5.6.	Frecvențe proprii extrase în LabVIEW	139

5.7.	Frecvența proprie pentru modul 3 de vibrație a grinzii încastrate	139
5.8.	Grindă cu marcaj pregătită în vederea măsurării	140
5.9.	Grinda Str3D_1a cu defectul la 274 mm de încastrare	144
5.10.	Comparație între semnătura defectului de adâncime 0,8 mm pentru grinda cu 3 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274$ m	149
5.11.	Comparație între semnătura defectului de adâncime 1,6 mm pentru grinda cu 3 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274$ m	150
5.12.	Comparație între semnătura defectului de adâncime 0,8 mm pentru grinda cu 5 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274$ m	150
5.13.	Comparație între semnătura defectului de adâncime 1,6 mm pentru grinda cu 5 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274$ m	150
5.14.	Variația săgeții cu adâncimea defectului, pentru grinda compozită cu 5 straturi	151

Listă notații

$(Ei)_{eq}$	Rigiditate echivalentă la încovoiere [N/m^2]
A	Aria secțiunii transversale [m^2]
AE	Emisie acustică
b	Lățimea barei [m]
$CFRP$	Carbon armat cu fibră polimer
$COMAC$	Criteriul de Asigurare Modală Co-ordonată
DI	Damage Index (Indicele Defectului)
E	Modulul de elasticitate longitudinal [N/m^2]
e	Grosimea laminei [mm]
E_c	Energia cinetică
E_p	Energia potențială
F	Matricea de flexibilitate
f	Frecvența proprie [$1/s$]
FEM	Metoda elementului finit
g	Accelerația gravitațională [m/s]
G	Modul de elasticitate transversal
h	Înălțimea barei [m]
I	Momentul de inerție axial [m^4]
i	Numărul modului de vibrație
k	Curbura
k'	Factor de forfecare
L	Lungimea barei [m]
M	Moment de încovoiere
m	Masa [kg]
MAC	Criteriul de Asigurare Modală
M_f	Procent masic al fibrelor [kg]
MLP	Perceptron multistrat
MSE	Modal Strain Energy (Energie de Deformare Modală)
n	Numărul modului de vibrație
NDE	Control nedistructiv

NDT	Control Nedistructiv
R	Raza de curbura [m]
R_c	Rezistența la rupere a compozitului
s	Grosimea stratului grinzii compozit [mm]
SHM	Monitorizarea stării de sănătate a structurii
t	Variabila timp [s]
U_i	Energia înmagazinată
UT	Control cu ultrasunete
V	Volumul [m ³]
ν	Deplasarea pe verticală a axei neutre [m]
$VBDD$	Detectarea Defectelor pe Bază de Vibrații
x	Variabila pe direcție axială [m]
y	Variabila pe direcția transversală [m]
z	Variabila pe direcția verticală [m]
Z_i	Indicatorul normalizat al defectului
ε	Abaterea procentuală
ρ	Densitatea materialului barei [kg/m ³]
ω	Pulsația [rad/s]
ΔF	Variația flexibilității
δ	Săgeata
γ	Coeficient de severitate al defectului
ξ_j	Măsura modificării flexibilității
μ_β	Deviația medie
σ_β	Deviația standard
ϕ	Forma modală proprie
ϕ''	Curbura formei modale proprii
ν	Coeficientul lui Poisson
Δf^*	Modificarea relativă a frecvenței
Ψ	Semnătura defectului
Φ	Coeficientul de localizare al defectului

Oportunitatea, obiectivele și conținutul tezei

Materialele compozite își găsesc tot mai mult locul în diferite domenii ingineresti, precum aeronautica, ingineria mecanică și civilă, chimie, etc. Aceasta, datorită capacităților tot mai mari de producere și prelucrare, a raportului caracteristici mecanice – greutate ridicat și nu în ultimul rând datorită faptului că sunt ușor de reciclat imprimând astfel o amprentă de carbon scăzută. În acest context, lucrarea „Contribuții la identificarea și cuantificarea defectelor în grinzi compozite stratificate prin analiza răspunsului dinamic în frecvență” se adresează unui domeniu actual și de interes major pentru ramuri de înaltă tehnologie ale industriei. Punctul central al lucrării îl constituie analiza comportamentului structurilor mecanice de tip compozit stratificat la vibrații și utilizarea particularităților induse de defecte pentru detectarea, localizarea și cuantificarea acestora, în scopul evitării avariilor ce pot avea ca efect pagube materiale și pierderea de vieți omenești. Prin urmare, în cadrul tezei au fost studiate schimbările valorilor frecvențelor naturale ale structurii stratificate de tip bară, pentru un număr mare de moduri de vibrație transversale, înainte și după apariția defectelor.

Oportunitatea cercetărilor se justifică prin necesitatea sesizării apariției defectului în timp real și localizarea, respectiv cuantificării severității acestuia, în scopul evaluării riscului de colaps și/sau estimării duratei de viață rămasă. Cunoașterea acestor elemente are ca efect reducerea costurilor cu mentenanță și dă posibilitatea înlocuirii structurilor deteriorate. Utilizarea unui procedeu de analiză dinamică, așa cum este abordată problematica în prezenta teză, prezintă ca avantaj major faptul că zona afectată nu trebuie să fie accesibilă. Defectul este privit ca o discontinuitate de material, identificarea lui fiind abordabilă pe patru nivelele distincte: (i) detectarea defectului, (ii) localizarea defectului; (iii) evaluarea severității defectului și (iv) predicția duratei de viață.

Prin analiza răspunsului dinamic în frecvență al structurilor se poate stabili starea de integritate, astfel încât la apariția defectelor să poată fi luate decizii cu privire la modul în care structura poate fi utilizată în continuare. În ultimii ani s-a manifestat un interes crescând în monitorizarea structurilor compozite, cercetările

actuale fiind orientate spre evidențierea schimbărilor apărute în valoarea mărimilor fizice măsurate, cele mai potrivite pentru semnalarea apariției unui defect fiind frecvențele proprii.

Astfel, cercetările efectuate pe structuri elastice de tip grindă realizate din materiale stratificate au avut ca principal obiectiv stabilirea unei metodologii originale, constând într-o succesiune de operații ce includ achiziția de date, analiza modală și interpretarea rezultatelor. Această metodologie are la bază un procedeu experimental simplu și precis, care utilizează o tehnică instrumentală și computațională minimală, fiind aplicabilă în mediul industrial pe o serie largă de structuri compozite cu condiții de contur și configurații diverse.

Obiectivele urmărite spre rezolvare în această teză sunt:

- analiza metodelor existente de detectare a defectelor cu accent pe metodele globale, bazate pe interpretarea răspunsului dinamic al structurii;
- analiza gradului de complexitate indus de lipsa omogenității structurii și a soluțiilor prezentate în literatura de specialitate pentru grinzi compozite stratificate de secțiune rectangulară;
- stabilirea unei metode analitice destinate determinării frecvențelor proprii ale grinzilor stratificate, cu determinarea limitărilor și stabilirea unor recomandări pentru extinderea domeniului de valabilitate;
- fundamentarea unui indicator care să reprezinte măsura energiei acumulate în grindă, pe moduri de vibrație transversale, și corelarea cu frecvența proprie pentru modurile respective;
- stabilirea legăturii între densitatea energiei acumulate în diverse zone ale grinzii distinct pe moduri de vibrație și impactul asupra modificării frecvențelor proprii;
- stabilirea modului în care poziția și adâncimea defectului influențează modificarea frecvențelor proprii ale structurii și stabilirea unei corelații între frecvențele proprii și caracteristicile geometrice ale defectelor structurale ale grinzii;
- elaborarea unui procedeu original de analiză, sinteză și decizie privind localizarea și cuantificarea defectelor în grinzi stratificate;

- evidențierea sensibilității metodelor bazate pe analiza vibrațiilor la diferite tipuri de defecte ce pot apărea în grinzi compozite;
- dezvoltarea unui sistem instrumental – informatic destinat măsurării semnalelor de vibrații și prelucrării rezultatelor privind frecvențele proprii în grinzi stratificate intacte și cu defecte transversale;
- diseminarea rezultatelor cercetării pe categorii de specialiști, astfel încât să fie asigurată valorificarea rezultatelor pe domenii de competență și grad de aplicare practică.

În cadrul cercetărilor prezentate în teza de doctorat, au fost luate în considerare următoarele ipotezele de lucru, care nu afectează în mod semnificativ rezultatele obținute, și anume:

- grinda stratificată este de secțiune dreptunghiulară;
- grinda este compusă din 3 respectiv 5 straturi din oțel și PVC distribuite succesiv, întotdeauna straturile exterioare sunt din oțel;
- lungimea grinzii este suficient de mare, astfel încât pentru rigiditatea cea mai mare a PVC-ului să poată fi utilizat modelul Euler-Bernoulli;
- lățimea grinzii stratificate este suficient de redusă, astfel încât comportamentul dinamic să nu fie caracteristic plăcilor;
- legăturile grinzii sunt următoarele: încastrare rigidă la capătul din stânga și liberă la capătul din dreapta (grindă în consolă);
- defectul este de secțiune dreptunghiulară și are deschiderea suficient de mică încât să nu influențeze semnificativ masa totală a grinzii;
- defectul este transversal, planul în care este poziționat fiind perpendicular pe fibra neutră;
- defectul este de tip deschis, fiind astfel plasat asimetric față de fibra neutră.

Pentru îndeplinirea obiectivelor formulate, au fost întreprinse cercetări în mai multe direcții, sinteza lor fiind prezentată în cele șase capitole ale tezei.

Capitolul 1 „Problematica detectării defectelor în structuri” prezintă metodele și rezultatele obținute până la ora actuală în domeniul detectării prin vibrații a defectelor existente în structuri. Analiza unui număr mare de lucrări prezentate în literatura de specialitate relevă aspectele relevante privind rezolvarea problemelor

legate de detectarea defectelor prin vibrații, atât prin control local cât și prin utilizarea metodelor globale (nedistructive). Sunt tratate în special procedeele bazate pe schimbarea frecvențelor, pe modificarea formei modului de vibrație, precum și pe modificarea curburii formei modale. S-a concluzionat că metodele prezentate în literatură sunt aplicabile în general pentru anumite cazuri particulare de structuri pentru care au fost dezvoltate, în special în ceea ce privește detectarea și localizarea defectelor în structuri izotrope.

Capitolul 2 „Materiale compozite” prezintă o descriere generală a materialelor compozite, a stadiului actual de dezvoltare a materialelor compozite stratificate și a proprietăților acestor materiale. În analiza literaturii de specialitate există lucrări în care sunt analizate diverse categorii de compozite din punct de vedere al comportamentului mecanic al elementelor fabricate din materiale compozite se pot evidenția numeroase abordări, cu grad mai ridicat sau mai scăzut de complexitate și/sau generalitate. În prezenta teză de doctorat se tratează cazul materialelor stratificate din perspectiva identificării defectelor transversale și stabilirea cu precizie a poziției și severității acestora. Pentru aceasta au fost identificate mărimile fizice și mecanice necesare a fi cunoscute în procesul de control nedistructiv pe baza analizei răspunsului dinamic la excitații singulare.

Capitolul 3 „Studiul parametric al grinzilor stratificate fără defecte” prezintă pentru început modul de determinare a relațiilor simplificate pentru modulul de elasticitate longitudinal, utilizat ulterior în vederea obținerii expresiilor deplasărilor și frecvențelor pentru grinzi compozite stratificate. Sunt prezentate ecuațiile de mișcare ale grinzilor compozite, determinarea frecvențelor proprii și a formei modurilor de vibrație. Grafic, sunt prezentate forma modurilor de vibrație și abaterile absolute pentru mai multe combinații de straturi ale compozitului. În acest capitol a fost introdusă o măsură a energiei stocate în grindă exprimată în funcție de săgeată și a fost dedusă distribuția densității de energie pentru fiecare mod transversal de vibrație în parte.

În **Capitolul 4** „Analiza grinzilor compozit stratificate cu defecte structurale” este efectuată o analiză parametrică a grinzilor cu defecte. În prima parte se determină distribuția energiei modale acumulată pentru grinzi încastrate la un capăt, care reflectă cu fidelitate rezultatele obținute analitic. Distribuția modală a energiei

a fost corelată cu influența defectului în funcție de poziție și severitate, rezultând Coeficienții de Localizare ai Defectului pentru orice scenariu de defect posibil. Fiind bazați pe relații matematice deduse pentru compozite, valabile pentru orice configurație a grinzii, acești indicatori se pot defini cu ușurință, rezultând o bază de date completă și complexă. Metoda propusă pentru localizarea și cuantificarea defectului compară în fond Semnătura Defectului cu o serie de Coeficienți de Localizare ai Defectului, identificând valorile cele mai apropiate, fiind indicată astfel poziția acestuia. Ulterior se poate evalua severitatea defectului, din curbele de variație, determinate pentru grinda încastrată tot în acest capitol.

Capitolul 5 “Experimentarea și validarea conceptelor” descrie standul și echipamentul folosit la măsurarea semnalelor de vibrații, precum și rezultatele experimentale obținute pentru grinzi compozite cu 3 respectiv 5 straturi, fără defect și cu defect. Pentru calibrarea procedurii de măsurare au fost analizate cazurile grinzilor fără defect, fiind determinate abaterile față de valorile obținute analitic și prin metoda elementelor finite. S-a constatat o bună centrare a mediei valorilor măsurate pe valorile determinate prin alte metode, iar dispersia rezultatelor s-a încadrat în limite care permit formularea ideii că metoda de măsurare este precisă. Este prezentat apoi un caz concret de localizare și evaluare a severității defectului pe baza metodei propuse, defectul fiind creat intenționat cu valori prestabilite. S-a calculat modificarea relativă a frecvențelor datorită defectului, valorile obținute fiind comparate cu cele obținute analitic, pentru toate cazurile de defect posibile. S-a constatat că cea mai bună corelare este între Semnătura Defectului și seria de Coeficienți de Localizare ai Defectului determinați pentru poziția reală a defectului; pentru toate celelalte cazuri aceste două serii de valori diferind substanțial. Ulterior a fost determinată severitatea defectului pentru locația identificată, rezultatele demonstrând o precizie ridicată în ceea ce privește localizarea și o precizie rezonabilă în evaluarea severității defectului.

În **Capitolul 6** sunt prezentate concluziile finale și principalele contribuții personale, teoretice și aplicative, cuprinse în teza de doctorat, precum și lista cu principalele căi de diseminare a rezultatelor.

Capitolul 1

Problematica detectării defectelor în structuri

1.1. Monitorizarea și controlul structurilor

Scopul principal al acțiunii de monitorizare a integrității structurale este acela de a stabili starea de integritate sau „sănătatea” unei structuri, astfel încât să se poată lua decizii cu privire la necesitatea remedierii sau înlocuirii acesteia. Din acest motiv, procesul de punere în aplicare a unei strategii de detectare a defectelor pentru sistemele ingineresti este adesea denumită *Monitorizarea Stării de Integritate Structurală*¹. În acest context defectele sunt definite ca modificări ale proprietăților mecanice ale materialului și/sau ale caracteristicilor geometrice ale acestor sisteme, inclusiv modificări ale condițiilor limită și conectivitate a sistemului, care afectează în mod negativ performanțele sistemului. Procesul de monitorizare a stării de integritate structurală presupune observarea unui sistem de-a lungul timpului, continuu sau periodic, prin măsurători ale răspunsului dinamic captat de la o rețea de senzori, extragerea caracteristicilor sensibile la defecte din aceste măsurători, precum și analiza statistică a acestor caracteristici pentru a determina starea de integritate actuală a sistemului. Pe termen lung, monitorizarea stării de integritate structurală este rezultatul unui proces de actualizare periodică a informațiilor referitoare la capacitatea structurii de a îndeplini funcția preconizată, în condițiile îmbătrânirii și degradării datorate condițiilor de mediu și sarcinilor operaționale. În cazul unor solicitări excepționale ale structurilor, cum ar fi cele date de cutremure sau explozii, monitorizarea stării de integritate structurală este folosită pentru o evaluare rapidă și în timp real a structurii, asigurând informații precise referitoare la integritatea acesteia. Există un interes deosebit pentru procesul de monitorizare a structurilor în vederea detectării defectelor în stadiu incipient într-o serie mare de domenii, cum ar fi: ingineria civilă, ingineria mecanică și aerospațială.

¹ *Structural Health Monitoring* (SHM), termenul consacrat în limba engleză.

Marea majoritate a metodelor actuale de detectare a defectelor structurale sunt **metode locale**, dintre acestea distingându-se metoda vizuală și cele bazate pe măsurători, cum ar fi metodele acustice sau cu ultrasunete, metode ce utilizează câmpul magnetic sau termic, radiografierea, metoda curenților turbionari etc. Toate aceste tehnici experimentale sunt laborioase sau impun ca poziția aproximativă pe structură a defectului să fie cunoscută și ușor accesibilă. Metodele experimentale permit de cele mai multe ori caracterizarea fidelă a defectelor, dar sunt supuse limitărilor prezentate anterior.

Nevoia de suplimentare a metodelor de detectare a defectelor, aplicabile structurilor complexe și de dimensiuni mari, manifestată la nivel mondial și în numeroase domenii, a condus la dezvoltarea unor metode care să examineze modificările caracteristicilor dinamice ale structurii. Astfel, detectarea defectelor ce determină modificări ale proprietăților dinamice sau răspunsul structurilor este un subiect căruia i se acordă o atenție considerabilă în literatura de specialitate. Ideea de bază este că parametrii modali (în special frecvențele proprii, formele proprii și amortizarea modală) sunt dependente de proprietățile fizice ale structurii (rigiditate, masă și amortizare). Prin urmare, schimbările în proprietățile fizice vor determina modificări în proprietățile modale, făcând posibilă caracterizarea globală a stării de integritate a structurii; din acest motiv aceste metode se mai numesc și **metode globale**. Cele două metode nu se exclud, ci se completează reciproc.

Metodele de monitorizare a stării de integritate structurală se bazează pe metode globale de detectare a defectelor. Un sistem robust de monitorizare a stării de integritate structurală ce utilizează metode globale va fi capabil să indice într-un stadiu foarte timpuriu faptul că defectarea a avut loc, să localizeze defectul, să ofere unele estimări privind gradul de severitate al acestuia și să anticipeze restul duratei de viață utilă a structurii. Un sistem de clasificare pentru metodele de identificare a defectelor, cum a fost prezentat de către Rytter [93], definește patru niveluri de identificare a defectelor, după cum urmează:

Nivelul 1 - Stabilirea faptului că defectul este prezent în structură

Nivelul 2 - Determinarea locației geometrice a defectului

Nivelul 3 - Cuantificarea gradului de severitate a defectului

Nivelul 4 - Prognoza privind durata de viață rămasă a structurii

În literatura de specialitate sunt considerate în general metodele care rezolvă problemele de nivelul 1, nivelul 2, și/sau nivelul 3, pentru că acestea sunt legate direct de dinamica structurală și implicit de *Control Nedistructiv*² prin metode globale, destinate detectării defectelor în structuri. Predicțiile referitoare la durata de viață rămasă, caracteristice nivelului 4, nu aparțin analizei dinamice a structurii și nu sunt în general tratate în lucrările ce abordează detectarea defectelor prin metode globale; trebuie totuși remarcat faptul că ele sunt o componentă a monitorizării integrității structurale, completând elementele legate de controlul nedistructiv.

O altă cerință impusă metodelor de monitorizare a integrității structurale este aceea că se impune să fie adaptabilă pentru automatizare. Metodele se bazează pe compararea comportării structurii afectate de defecte cu un model sau cu un stadiu inițial în care structura este considerată intactă. În evaluare ar trebui să poată lua în considerare constrângerile operaționale și de mediu. De exemplu, o ipoteză comună în cele mai multe metode de identificare a defectelor raportate în literatura de specialitate este aceea că masa nu se schimbă semnificativ ca urmare a defectelor. Cu toate acestea, există anumite tipuri de structuri, cum ar fi platformele petroliere offshore, la care această ipoteză nu poate fi considerată valabilă.

O altă caracteristică importantă a metodelor de identificare a defectelor trebuie să fie capacitatea lor de a face diferența între erorile de modelare și rezultatele defectelor structurale.

Efectele defectelor asupra unei structuri pot fi clasificate ca liniare sau neliniare. Deteriorarea liniară este definită ca fiind cazul în care structura inițială liniar-elastică rămâne liniar-elastică după defectare. Schimbările în proprietățile modale sunt un rezultat al modificării în geometria și/sau proprietățile materiale ale structurii, dar răspunsul structural poate fi în continuare modelat folosind o relație liniară de mișcare. Deteriorarea neliniară se definește ca fiind cazul în care structura inițială liniar-elastică se comportă într-o manieră neliniară după ce deteriorarea a fost introdusă. Un exemplu de defect neliniar îl reprezintă formarea unei fisuri de oboseală care, ulterior, se deschide și se închide în timpul vibrației.

² *Nondestructive testing* (NDT), termenul consacrat în limba engleză.

În lucrarea de față se va dovedi că pentru modurile de vibrație privite distinct, semi-perioada pentru mișcarea vibratorie la care defectul se deschide este egală cu cea la care defectul este închis, contrazicând estimările prezente în literatura de specialitate. În orice caz, o metodă robustă de detectare a defectelor trebuie să fie aplicabilă la ambele tipuri de defecte. Majoritatea lucrărilor prezentate în literatura de specialitate și parcurse pe scurt în teză, tratează numai problema de detectare a defectelor liniare.

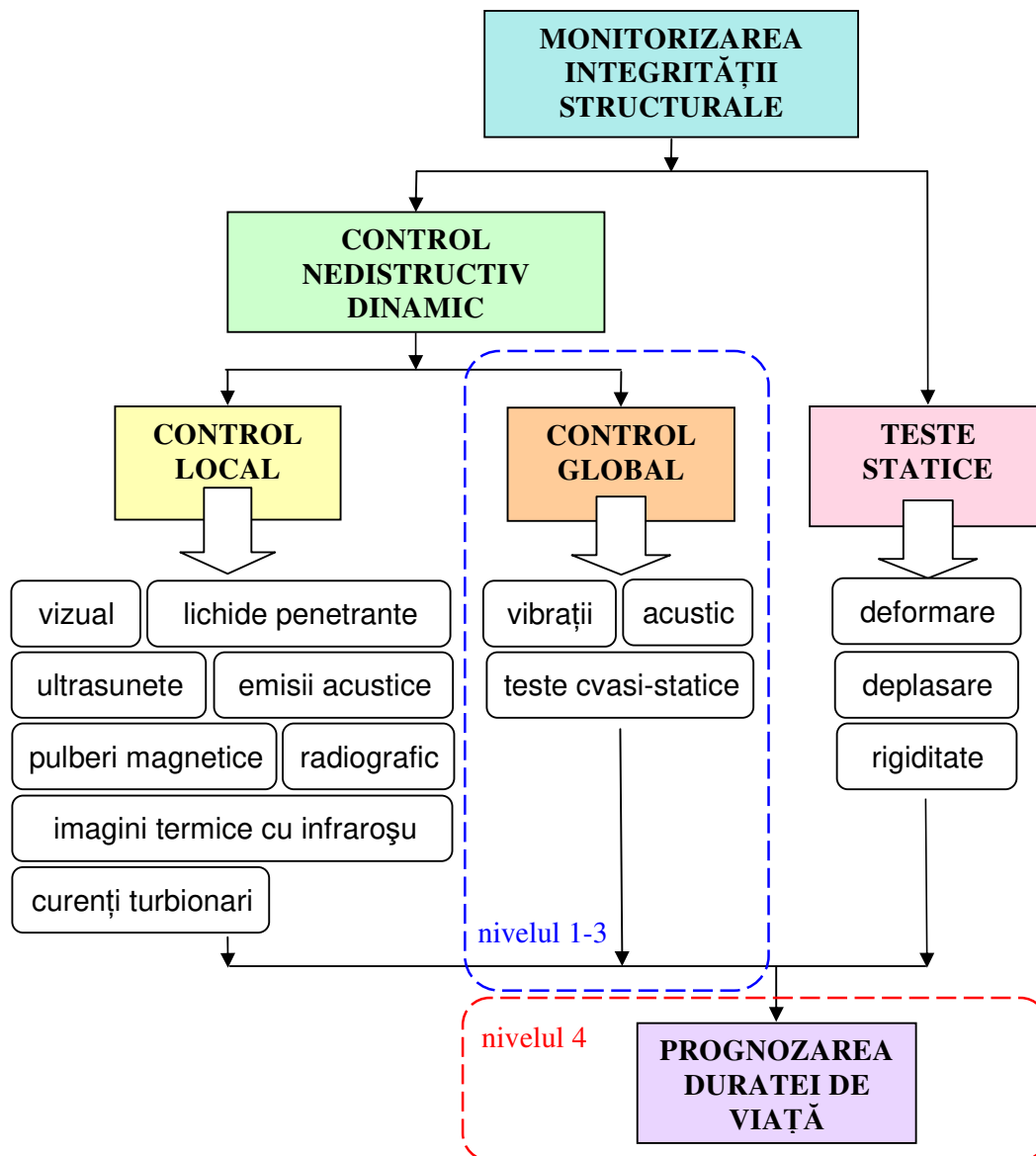


Figura 1.1. Structura activităților de monitorizare a integrității structurale

Așa cum este ilustrat în figura 1.1, tehnicile de monitorizare a integrității structurale pot include atât metode locale cât și metode globale de detectare a defectelor. Multe dintre aceste tehnici sunt capabile să detecteze defecte în stadiul incipient, înainte ca defectul să fie vizibil și atunci când măsurile de reabilitare mai pot fi aplicate sau sunt mai puțin costisitoare.

Controlul nedistructiv este o metodă de testare a materialelor sau structurilor care estimează caracteristica unei componente fără a o modifica sau a o distruge, oferind rapid informații despre sistemul analizat [83]. Aceasta se poate efectua în stadiul de producție, în timpul exploatării structurii sau ca instrument de diagnosticare în cazul colapsului structurii. El se deosebește de testele distructive, cum ar fi determinarea rezilienței, a găturii la rupere sau a alungirii la rupere, prin aceea că proprietățile materialelor/structurilor sunt determinate în urma eșecului componentei analizate. În timp ce testarea distructivă este în mod intrinsec mai revelatoare, ea conduce la distrugerea structurii, deci nu poate fi utilizată la monitorizarea integrității structurilor reale.

În ceea ce privește metodele locale de testare nedistructivă, acestea sunt instrumente importante pentru a determina configurația și poziția exactă a defectului structural, fără a fi însă posibilă automatizarea procesului în cazul monitorizării structurilor reale. Ele se aplică de regulă pe zone reduse ca întindere, care satisfac condiția de a fi accesibile; altfel inspecția unei structuri de mari dimensiuni fiind consumatoare de timp și costisitoare. Din acest motiv ele se regăsesc în activitățile de monitorizare a integrității structurale doar ca instrumente complementare metodelor globale.

1.2. Metode de control local

În literatura de specialitate sunt tratate un număr mare de metode nedistructive, locale și globale [52], [102]. În timp ce fiecare tehnică are punctele forte proprii, principalul avantaj al grupului de metode locale constă în faptul că acestea pot fi utilizate pentru a detecta, localiza, și/sau caracteriza defecte destul de exact. Cele mai uzuale tipuri de metode nedistructive locale sunt prezentate în cadrul acestui subcapitol.

1.2.1. Inspecția vizuală

Inspecția vizuală este metoda cea mai simplă, fiind utilizată pe scară largă pentru examinarea structurilor. Aceasta este folosită pentru a detecta anomalii de suprafață (fisuri și imperfecțiuni). Având în vedere că poate fi efectuată de practic oricine și este în mod natural subiectivă, aplicarea corectă impune dezvoltarea unor standarde sau prescripții. Este utilă în identificarea zonelor care necesită o inspecție mai atentă cu alte metode de control locale, premurgând orice alt tip de test nedistructiv. Procesul începe cu pregătirea zonei unde inspecția vizuală va avea loc, prin asigurarea unui iluminat corespunzător și a unui acces facil, astfel încât toate suprafețele să poată fi ușor vizualizate. În plus, este necesar ca suprafețele examinate să fie curate sau tratate într-un mod care să permită evidențierea unui posibil defect.

1.2.2. Controlul cu lichide penetrante

Testarea cu lichide penetrante folosește o vopsea sau alt lichid sensibil la lumină (vizibil sau fluorescent), pentru a examina suprafețe neporoase în vederea detectării discontinuităților (fisuri sau alte defecte), care pot fi invizibile pentru ochiul liber. Deoarece fluxul de lichide penetrante în aceste imperfecțiuni prin acțiunea capilară este critic, suprafețele (inclusiv zona fisurată) trebuie să fie curate și uscate, fără uleiuri și fluide de curățare reziduale care pot diminua capacitatea lichidului penetrant de a uda suprafața controlată.

În primul rând suprafața se pulverizează cu un lichid ce pătrunde în orice discontinuitate de material de tipul fisurilor sau cavităților. După ce lichidul s-a impregnat în discontinuități, suprafața se șterge și se aplică un material absorbant. Acesta este de obicei o pulbere uscată, albă, care atrage lichidele penetrante din orice capilaritate, pentru a produce un semn vizibil pe suprafață. Deoarece acești indicatori colorați sunt mai estinși decât defectul real, aceștia sunt mai ușor vizibili, deci defectul mai ușor de depistat. Lichidele penetrante fluorescente sunt utilizate în mod normal cu o lampă UV pentru a spori sensibilitatea. Această tehnică este folosită pentru a detecta fisuri și cavități deschise în materiale, limitarea fiind legată de natura defectelor, deoarece sunt detectabile doar defectele de suprafață.

1.2.3. Controlul cu pulberi magnetice

Controlul cu pulberi magnetice implică principiile fundamentale ale magnetismului și poate fi considerat ca o combinație de două metode de testare nedistructivă: testarea fluxului magnetic de scurgere și testarea vizuală. Primul pas în controlul cu pulberi magnetice este acela de a magnetiza componenta care urmează să fie inspectată. În cazul în care sunt prezente defecte pe sau aproape de suprafață, acele defecte vor perturba câmpul magnetic. După ce componenta a fost magnetizată, se aplică pulberi de fier (fie într-o formă uscată sau umedă suspendată) pe suprafața de pe partea magnetizată. Pulberile vor fi atrase și vor desena fluxul magnetic, formând astfel un indicator vizibil al defectului.

1.2.4. Testarea radiografică

Această metodă nedistructivă poate fi utilizată pentru a detecta defecte interne într-o mare varietate de componente, cum ar fi piesele turnate, forjate sau sudate, prin expunerea la raze X sau raze gamma. Se pot produce imagini de înaltă calitate cu ajutorul acestor raze, bazate pe diferențele de absorbție a radiațiilor în material, fiind evidențiat un *grafic de umbră*, afișat pe un film fotografic sau un ecran fluorescent. În radiografie, procesul de producere a unei imagini este destul de diferit de cea din fotografie. Camera este de fapt o sursă de radiații, în timp ce filmul nu este plasat în interiorul camerei, ci este plasat pe partea opusă a obiectului fotografiat. Radiația nu este reflectată în film, ci mai degrabă trece prin obiect și film. Diferențele dintre tipul de material și cantitatea de material pe care razele X trebuie să le penetreze sunt responsabile pentru detaliile din imagine. Fisurile pot fi detectate într-o radiografie numai în cazul în care fisura se propagă într-o direcție care a produs o schimbare în grosime, paralel cu fasciculul de raze X. Fisurile vor apărea ca niște linii neregulate zimțate și adesea foarte slabe. Fisurile pot apărea uneori ca niște *cozi* la incluziuni sau porozități.

1.2.5. Controlul cu curenți turbionari

Testarea cu curenți turbionari este o metodă indirectă și implică principiul de inducție electromagnetică. Curentul turbionar este un curent electric indus printr-un câmp magnetic alternativ. Structurile ce trebuie inspectate sunt plasate în

interiorul sau adiacent unei bobine electrice. Se aplică un curent electric de înaltă frecvență, iar câmpul principal din jurul bobinei determină curenți turbionari să circule în piesă. Testarea cu curenți turbionari poate avea două scopuri: de a investiga proprietățile materialelor și de a detecta defectele pe suprafețe. Testarea proprietăților materialelor folosind metoda curenților turbionari implică proprietatea de permeabilitate relativă a metalelor, și, uneori, conductivitatea. Se verifică de fapt microstructura, deoarece aceasta este cea care determină permeabilitatea relativă și conductivitatea. Structurile mixte obținute din tratamente termice incorecte pot fi, de asemenea, detectate și clasificate.

Defectul de suprafață în metoda testării cu curenți turbionari utilizează proprietatea de conductivitate a metalelor. Defectele de suprafață perturbă fluxul de curenți electrici care au fost generați la suprafața structurii testate. Modificările în domeniile electrice asociate cu întreruperi ale curentului sunt detectate prin instrumentele curenților turbionari pentru a descoperi defectul de suprafață.

1.2.6. Controlul cu ultrasunete

Controlul ultrasonic (UT), utilizează energia sunetului de înaltă frecvență pentru a efectua examinări și măsurători în vederea măsurării grosimii piesei, defectoscopie și pentru analiza materialelor. Undele sonore se propagă în piesă, iar comportamentul lor (viteza, atenuarea și reflexia/împrăștierea) este funcție de proprietățile materialului și geometria componentei analizate. Metoda se bazează pe faptul că un impuls ultrasonic se deplasează de la sursă la receptor prin materiale solide și omogene până când întâlnește o limită (cum ar fi o fisură). Atunci când există o discontinuitate în calea undei, o parte din energie va fi reflectată, iar semnalul reflectat este transformat în semnal electric de către traductor și este afișat pe un ecran. De la semnal pot fi obținute informații cu privire la locația defectului, dimensiunea, orientarea și alte caracteristici. Prin vizualizarea semnalului ecou la o piesă de referință și apoi căutarea diferențelor în semnalul obținut de la structurile analizate, se pot localiza cu ușurință defectele ascunse. Controlul sudurii este o aplicație importantă pentru defectoscoape cu ultrasunete.

1.2.7. Emisiile acustice

Emisiile acustice (AE) sunt undele sonore emise de microfisuri în procesul de formare sau extindere. Undele sonore se propagă prin intermediul structurii analizate și sunt înregistrate de către un sistem de achiziție care monitorizează în mod continuu structura. Se aplică tehnici de prelucrare a semnalelor, similare cu cele folosite de seismologi, în scopul de a obține informații cu privire la cantitatea emisiilor acustice și a locațiilor surselor. Acest lucru conduce la o analiză a fisurii care le-a creat.

1.2.8. Imagini termice în infraroșu

Baza termografiei în infraroșu este destul de simplă. Toate obiectele emit căldură sau energie în forma undelor electromagnetice, dar numai o parte foarte mică din această energie este vizibilă ochilor noștri, deoarece lungimea de undă în infraroșu este mai mare decât cea a luminii vizibile. Pentru a vedea căldura emisă, trebuie să fie utilizată o cameră în infraroșu, care detectează această energie termică invizibilă și o convertește într-o imagine vizibilă. Toate sistemele mecanice generează energie termică în timpul funcționării normale, care permite termografiei în infraroșu să evalueze starea lor de funcționare. Căldura excesivă generată prin frecare sau pierderi materiale, precum și transferul mai puternic datorită discontinuităților pot semnala apariția comportării anormale. În aplicațiile mecanice, termografia este mult mai utilă pentru localizarea unei zone problemă decât pentru a indica cauza problemei.

1.3. Metode de control global

Metodele globale utilizează schimbări în răspunsul global al unei structuri drept indicatori de defecte. Metodele globale includ teste statice de teren [57], [5], teste cvasi-statice de teren [96], și teste pe bază de vibrații [32]. Aceste metode sunt capabile să evalueze starea întregii structuri în timp real și nu se limitează doar la componentele accesibile. Prin urmare, acestea pot fi efectuate relativ rapid odată ce un sistem corespunzător de senzori a fost instalat; în multe cazuri, monitorizarea se poate efectua apoi la distanță.

Cu toate că există o multitudine de metode globale de control, capacitatea tehnicilor globale de a localiza și a cuantifica gradul de deteriorare a unei structuri nu este clar dovedită, cu excepția cazului în care se aplică structurilor foarte simple și cazurilor particulare.

Un set de tehnici globale de control nedistructiv cărora i s-a acordat o atenție sporită în ultimii ani este acela de *Detectare a Defectelor Bazată pe Vibrații*³. Principiul de bază pentru metodele bazate pe vibrații este relativ simplu: din moment ce caracteristicile dinamice ale unei structuri (frecvențele naturale, formele modale proprii și proprietățile de amortizare) depind de proprietățile fizice ale structurii (de exemplu proprietățile materiale, de configurare geometrică, de distribuție de masă și a condițiilor de contur), orice modificări ale acestor proprietăți fizice cauzate de defecte vor fi reflectate în modificările aduse caracteristicilor dinamice. Prin urmare metodele globale de control bazate pe vibrații necesită măsurători precise ale parametrilor modali ai structurii, de obicei atât la o stare inițială (de preferință intactă) cât și periodic în timpul duratei de funcționare a structurii. Schimbările detectate în acești parametri sunt apoi folosite pentru a detecta, localiza, și cuantifica defectele.

O serie de cercetători au studiat utilizarea tehnicilor de detectare a defectelor bazate pe vibrații pentru a evalua starea podurilor și a altor tipuri de structuri [32], [34]. Aplicarea acestor metode la structuri de inginerie civilă, cum ar fi poduri, a fost îngreunată de o serie de factori, inclusiv de dimensiunea relativ mare a acestor structuri, incertitudinile inerente mai mari în proprietățile materialelor, condițiile suport și conectivitatea componentelor dar și modificarea condițiilor de încărcare și influența condițiilor de mediu. Cu toate acestea, o serie de eforturi au fost făcute în ultimul deceniu ca să se aplice tehnicile VBDD în structurile reale - poduri [106], [38], [57], [111], [87], [24], [113], [60]. Aceste studii au arătat că tehnicile pot fi folosite pentru detectarea prezenței, localizarea și, eventual, evaluarea severității defectelor din structura podurilor. Cu toate acestea, se abordează de obicei un număr relativ mic de scenarii a defectelor grave și rezultatele lor servesc de multe ori pentru a sublinia în continuare complexitatea asociată cu aplicarea tehnicilor VBDD pentru poduri.

³ Vibration-based damage detection (VBDD), termenul consacrat în limba engleză.

Tehnicile de detectare a defectelor bazate pe vibrații au fost aplicate cu succes la mașini rotative [97], [41] și în structuri simple, cum ar fi grinzile sau bandajele [76], și cu succes relativ în domeniul aerospațial sau al sistemelor mecanice [115], [56], [28] .

După o analiză aprofundată a literaturii privind dezvoltarea și aplicarea de tehnici VBDD, Doebling și alții [33] au stabilit în afara aspectelor critice și direcțiile viitoare pentru cercetarea în identificarea defectelor și monitorizarea stării de integritate, considerând că: *„O problemă semnificativă în detectarea și localizarea defectelor este dependența de modele analitice și/sau prelevate din structură anterior apariției defectului. Numeroși algoritmi presupun cunoașterea precisă a modelului discret al structurii, iar alții consideră că un set de date din structura nedeteriorată este disponibil. Adesea, lipsa existenței acestui tip de informații poate face o metodă dificil de aplicat pentru anumite aplicații. Deși este puțin probabil faptul că dependența de modelul structurii și informațiile privind comportamentul dinamic al structurii intacte poate fi în totalitate eliminat, anumite măsuri pot și ar trebui să fie luate pentru a reduce dependența de astfel de informații”*.

Numărul și amplasarea de senzori de măsurare este un alt aspect important care nu a fost abordat într-o măsură semnificativă în literatura actuală. Multe tehnici care par să lucreze bine în cazuri particulare în condiții de laborator, de fapt eșuează atunci când sunt supuse la constrângerile impuse de măsurarea *in situ* pe structuri reale. Tehnicile care urmează să fie dezvoltate, pentru a fi credibile, trebuie să demonstreze că pot funcționa bine în limitele unui număr redus de locații de măsurare și sub constrângeri impuse de situații reale.

O problemă controversă în rândul cercetătorilor este nivelul de sensibilitate pe care parametrii modali îi prezintă în cazul apariției defectelor mici. O mare parte a dovezilor pe care se bazează cercetătorii din ambele tabere se bazează pe rezultate obținute în cazul unor aplicații particulare, nefiind aduse dovezi într-un cadru generalizat. Acest aspect este important pentru dezvoltarea de tehnici de monitorizare a integrității, deoarece utilizatorul acestor metode trebuie să aibă încredere că defectul va fi recunoscut în timp util, astfel încă să ofere suficient timp pentru a permite repararea structurii. O problemă conexă este decelarea modificării proprietăților modale rezultate datorită defectelor de cele care rezultă din ine-

xactități (variațiile statistice) în măsurători: „*un nivel ridicat de incertitudine în măsurători va împiedica detectarea unor niveluri mici de defecte.*”

În ciuda provocărilor, dezvoltarea unor metode fiabile VBDD pentru facilități construite poate oferi un mare beneficiu pentru proprietarii de infrastructuri, în sensul reducerii costurilor pentru inspecție și mentenanță. Prin urmare, este important să fie mai complet analizate capacitățile și limitele metodelor, cu o atenție deosebită acordată aplicațiilor practice, detectării timpurii a defectelor și utilizarea unui număr relativ mic de senzori.

Premisa de bază a tehnicilor de detectare a defectelor bazate pe vibrații este utilizarea modificărilor în proprietățile dinamice a unei structuri afectată de defecte pentru a detecta, localiza și evalua severitatea defectelor. În acest scop, modificarea frecvențelor naturale și formelor modale proprii au fost principalele caracteristici luate în considerare pentru a detecta defectele. Ca urmare, primul pas în aplicarea tehnicilor de control nedistructiv bazat pe vibrații este determinarea cu exactitate a schimbărilor intervenite în frecvențele naturale respectiv în formele modale proprii, iar al doilea pas este utilizarea acestor schimbări pentru a detecta în mod fiabil defectele. În ultimii patruzeci de ani, au fost propuși numeroși indici care caracterizează defectele, deduse din modificările induse de discontinuități asupra parametrilor modali. Recenzii detaliate ale acestora au fost furnizate de Doebling și alții [33], [34].

În această teză, tehnicile de control nedistructiv bazate pe vibrații sunt grupate conform anumitor caracteristici ale structurii măsurate dinamic, diferitele categorii de VBDD fiind descrise mai jos.

1.3.1. Metode bazate pe schimbări ale frecvențelor proprii

Literatura de specialitate referitoare la detectarea defectelor folosind schimbări în frecvența proprie este extinsă, fiind consemnate și numeroase analize critice și comparative [63], [25], [93], [33]. Observația că modificări ale proprietăților structurale ar trebui să provoace schimbări corespunzătoare în frecvențele vibrațiilor a fost, de fapt, un impuls pentru utilizarea metodelor de identificare modală pentru defecte și monitorizarea stării de integritate structurală. Simplitatea acestei abordări face mai atractivă modalitatea de detectare a defectelor. Cu toate

acestea, schimbările de frecvență s-au dovedit a fi relativ insensibile la defecte; chiar mai rău, frecvențele proprii sunt foarte sensibile la schimbările de temperatură și alte condiții de mediu.

Grupul de metode bazate pe schimbarea de frecvență pot fi divizate în două categorii:

- categoria 1 - metodele sunt limitate la nivelul 1 în clasificarea lui Rytter pentru identificarea defectelor, adică destinate sesizării apariției acestora;
- categoria 2 - sunt de obicei utilizate pentru nivelul 2 și nivelul 3 de identificare a defectelor, adică se urmărește localizarea și/sau evaluarea severității defectului.

Metodele dedicate primei categorii au fost dezvoltate începând cu a doua jumătate a secolului trecut. Încă din 1976, Loland și Dodds [64] au utilizat modificări în frecvențele proprii și spectrele de răspuns pentru a identifica defecte în platformele petroliere offshore. În timpul monitorizării s-au observat modificări ale frecvențelor proprii de 3%, fiind atribuite modificărilor aduse masei platformei și modificări ale nivelului fluxului. Schimbările de frecvență mai mari, de 10% până la 15%, au fost observate atunci când au fost operate modificări structurale care au efecte asemănătoare cu o defecțiune structurală produsă în apropierea liniei de plutire. Astfel, autorii au ajuns la concluzia că schimbările în frecvența proprie și spectrul de răspuns ar putea fi folosite pentru a monitoriza integritatea structurală.

Cu toate acestea, studiul numeric și experimental al lui Fox [44] pentru o grindă, a dus la o concluzie diferită. În acest studiu s-a constatat că schimbările în frecvențele proprii datorită unui defect, simulat printr-o tăietură de ferăstrău, au fost un indicator slab de defecte într-o grindă. În datele experimentale, a fost de fapt observată o creștere ușoară a frecvențelor de rezonanță pentru câteva moduri după ce defectul a fost indus. Aceste creșteri au fost atribuite inexactității din metodele utilizate pentru a estima frecvențele proprii. În opinia mea aceste creșteri sunt datorate pierderii de masă indusă de defect.

Kim și Stubbs [60] au investigat podul de peste râul Rio Grande din New Mexico, SUA, amplasat pe Autostrada Interstată 40. S-a constatat că frecvențele proprii măsurate ale primelor trei moduri au crescut ușor, atunci când două defecte de dimensiuni mici au fost induse. Aceste creșteri au fost atribuite schimbărilor de

temperatură ambiantă. Cu toate acestea, după introducerea a două defecte de dimensiuni mari, frecvențele proprii ale primelor trei moduri au scăzut în comparație cu starea nedefectată. S-a ajuns la concluzia că efectul temperaturii asupra proprietăților dinamice pare a fi o barieră semnificativă pentru aplicarea frecvențelor proprii, bazate pe metode de detectare a defectelor în structuri reale din inginerie civilă.

Bazat pe rezultate obținute simultan din măsurători de vibrații și de mediu efectuate la podul Z-24 al unei autostrăzi din Elveția, Steenackers și Guillaume [100] au propus o metodă care să stabilească corelația dintre variațiile de temperatură și variațiile frecvențelor proprii. Autorii au concluzionat că este posibil să se distingă schimbări în parametrii modali datorită defectelor provocate de schimbările de temperatură sau variațiile de mediu.

Nasser și alții [81] au prezentat o expresie simplificată, de interes pentru definirea efectului temperaturii asupra parametrilor modali. O explicație a fost furnizată cu privire la modul în care temperatura influențează rigiditatea la încovoiere a unei structuri, și astfel, a parametrilor modali. În cele din urmă, au modificat testele de detectare a defectelor pentru a măsura efectul temperaturii ca factor perturbator. Prin aplicarea metodelor statistice ei au reușit să elimine efectului dat de temperatură în timpul monitorizării structurii și identificării parametrilor modali.

Metodele bazate pe schimbarea de frecvență destinate celei de-a doua categorii, care include nivel 2 și/sau 3 de identificare a defectelor, sunt folosite pentru a estima diferenți parametri ai defectelor cum ar fi lungimea fisurii și/sau poziția acesteia.

Cawley și Adams [26] au elaborat o tehnică de identificare a defectelor pe baza modificărilor de frecvențe proprii. Utilizând frecvențe proprii determinate experimental și înglobate într-o matrice generată pe baza unei multitudini de scenarii de defectare, metoda a permis localizarea și evaluarea defectelor în structuri de tip placă. Au fost prezentate rezultatele obținute în urma testelor pe o placă de aluminiu și o placă formată dintr-o îmbinare a unui strat de carbon armat cu fibră de polimer (CFRP). Acestea reflectă o bună concordanță între pozițiile defectelor estimate cu cele reale; în plus, au fost obținute informații utile privind amploarea defectului. Trebuie să fie remarcat, totuși, faptul că testele au fost efectuate într-o

incintă cu temperatură constantă, care a păstrat structura testată la 25 ± 1 °C, în scopul de a fi suficient de stabilă pentru a permite identificarea precisă și univocă a modificărilor de frecvență datorate defectului. Testul pe placa dreptunghiulară de aluminiu a identificat frecvențe naturale pentru șase moduri, cu o rezoluție de 0,04%. Testul pe placa trapezoidală cu straturi CFRP a identificat frecvențe proprii a 10 moduri, cu o rezoluție de 0,05%. Trebuie recunoscut faptul că utilizarea acestei metode în aplicațiile reale pe structuri de inginerie civilă este foarte dificilă, deoarece în condiții reale este greu de obținut un număr mare de frecvențe cu nivel de precizie ridicat.

Multe alte metode bazate pe schimbarea de frecvență aparținând celei de-a doua categorii au fost prezentate în recenzii în literaturii de specialitate [33], [34], toate acestea bazându-se pe modele discrete. Cerința pentru un model exact poate fi un dezavantaj pentru aceste tipuri de metode, mai ales pentru structuri complicate.

Concluzii rezultate dintr-o analiză aprofundată a literaturii privind detectarea defectelor structurale prin schimbări ale frecvențelor proprii sunt prezentate de Salawu [95]. Avantajul major folosind doar frecvența proprie în evaluarea defectelor unei structuri este aceea că frecvențele proprii sunt achiziționate ușor, oferind o tehnică de monitorizare a integrității structurale ieftină. Cu toate acestea, este nevoie de o grijă deosebită pentru identificarea influenței condițiilor de mediu, cum ar fi, temperatura în condiții limită asupra rigidității structurii și a elimina această influență din datele măsurate. Utilizarea modelelor în tehnicile de detectare a defectelor bazate pe frecvențele proprii este un dezavantaj, deoarece aceste modele sunt inexacte și de obicei este greu de distins între influența defectului și inexactitatea modelului asupra frecvențelor proprii. De asemenea un dezavantaj este faptul că nu se poate identifica univoc defectul într-o structură simetrică. În plus, numărul de frecvențe proprii măsurate este în general mai mic decât numărul de parametri necunoscuți în model. Prin urmare, forma modală proprie este de multe ori luată în considerare în cadrul procesului de evaluare a defectelor.

1.3.2. Metode bazate pe amortizare

Cu toate că istoricul metodelor ce utilizează amortizarea pentru evaluarea defectelor este la fel de extins ca și cel al utilizării schimbării frecvențelor proprii, există foarte puține date în literatura de specialitate privind metodele bazate pe amortizare. Aceste lipsuri din literatura de specialitate, cu privire la detectarea defectelor pe baza amortizării structurale, pot fi atribuite atât lipsei de precizie în stabilirea factorului de amortizării prin metoda de identificare a sistemelor, cât și de lipsa aparentă a unei corelații între amortizarea sistemului și defecte.

Adams și alții [3] au constatat că, în materialele plastice armate cu fibră, un defect sub formă de fisură localizată în structură sau microfisuri distribuite în structură ar putea fi evidențiat prin identificarea reducerii rigidității dinamice și/sau o creștere a amortizării. Cu toate acestea, Casas și Aparicio [24] au făcut un test pe grinzi concrete parțial fisurate și au constatat că nu există nici o relație clară între creșterea fisurii și creșterea amortizării. De fapt, în testul efectuat pe o grindă fisurată s-a constatat valori ale amortizării ușor mai scăzute decât cele pentru o grindă nefisurată.

Farrar și Jauregui [42] au constatat, de asemenea, că amortizarea în grindă placă de oțel a unui pod nu crește sau descrește în mod clar la o creștere a nivelului de deteriorare.

Testele înainte și după reparațiile structurale la un pod din beton armat au fost realizate de către Salawu și Williams [94]. Nici o tendință clară în evoluția factorului de amortizare nu a putut fi observată.

1.3.3. Metode bazate pe schimbarea formei modale proprii

1.3.3.a. Modificarea formei modale proprii

Mai multe studii au indicat că schimbările în forma modală proprie pot fi folosite pentru a detecta prezența și localizarea de defecte. Au fost propuși indicatori sub forma unui număr unic bazat pe modificările formei modale proprii pentru a indica prezența defectelor.

Un indicator uzual este *Criteriul de Corelare Modală*⁴ propus de Ewins [37]. Valoarea MAC a două moduri ϕ și ϕ^* (formele modale proprii pentru stările nedeteriorate respectiv deteriorate), este definit ca:

$$MAC_{A,B} = \frac{\left| \sum_{i=1}^n \phi_i^A \phi_i^B \right|^2}{\sum_{i=1}^n (\phi_i^A)^2 \cdot \sum_{i=1}^n (\phi_i^B)^2} \quad (1.1)$$

pentru n grade de libertate ce definesc forma modului de vibrație. Valoarea MAC indică, prin urmare, gradul de corelare între două moduri și variază de la 0 la 1, cu 0 reprezentând cazul în care nu există o corelație și 1 pentru cazul cu corelație perfectă. Abaterea de la 1 pentru o valoare MAC derivată dintr-o comparație a două măsurători pentru forma modului de vibrație pentru o structură dată poate fi interpretată ca o indicație a defectelor în structură.

Allemang [5] oferă o imagine de ansamblu a utilizării de valori MAC și alte criterii de asigurare pentru corelația între două moduri.

Srinivasan și Kot [99] au constatat că schimbările în forma modului de vibrație au fost un indicator mai sensibil la defecte decât schimbările în frecvențele proprii pentru structuri de tip placă.

*Criteriului de Corelare Modală a Coordonatei*⁵ este un indicator care se diferențiază față de MAC, prin aceea că oferă informații locale, precum și informații din combinarea modurilor diferite. COMAC de coordonată modală j ce utilizează m moduri este definită ca [105]:

$$COMAC_{i,A,B} = \frac{\left| \sum_{j=1}^m \phi_{i,j}^A \phi_{i,j}^B \right|^2}{\sum_{j=1}^m (\phi_{i,j}^A)^2 \cdot \sum_{j=1}^m (\phi_{i,j}^B)^2} \quad (1.2)$$

În cazul în care deplasările modale de coordonată j din două seturi de măsurători sunt identice, valoarea COMAC este egală cu 1 pentru această coordonată. Cea mai mică valoare în orice punct COMAC indică locul cel mai probabil al defectului.

⁴ Modal Assurance Criterion (MAC), termenul consacrat în limba engleză.

⁵ Co-ordinate Modal Assurance Criterion (COMAC), termenul consacrat în limba engleză

Salawu și Williams [96] au constatat că valorile MAC ar putea fi folosite pentru a indica ce mod a beneficiat cel mai mult de modificarea parametrilor structurali. De asemenea, valorile COMAC au dat indicații bune privind poziția elementelor modelului discret care au suferit modificări. În urma testelor, două din cele trei locații au fost în mod corect identificate, însă două locații false au fost, de asemenea identificate. Succesul localizării defectelor utilizând valorile MAC și COMAC se pare că depinde de felul în care modurile de vibrație și punctele de măsurare sunt în mod corespunzător alese. Astfel, s-a ajuns la concluzia că nu a fost posibil să se identifice toate zonele deteriorate, astfel cum au demonstrat faptul că un punct afectat nu a fost identificat în mod corespunzător, adică caracterizează corespunzător defectul. De asemenea se poate concluziona că nu este totdeauna posibilă identificarea poziției defectului, deoarece un defect nu a fost detectat corespunzător.

Fox [44] a demonstrat că un indicator ca număr unic bazat pe măsurători ale formelor modale proprii, cum ar fi modul MAC, este relativ insensibil la defecte într-o grindă deteriorată de o tăietură de fierăstrău. Comparațiile grafice ale modificărilor relative în forma modului de vibrație s-au dovedit a fi cel mai bun mod de a detecta locația defectului atunci când doar frecvențele proprii și forma modului de vibrație au fost examinate.

Modalitatea cea mai simplă de a utiliza forma modală proprie este cea care consideră doar diferența dintre valorile normalizate ale formei în care structura este intactă respectiv deteriorată. Întrucât este de așteptat ca defectul să provoace o scădere locală a rigidității, cea mai mare modificare în deplasarea relativă a formei modale proprii se preconizează să se producă în locația defectului. Dacă $\bar{\phi}_i$, adică forma modală proprie normalizată a structurii intacte, și $\bar{\phi}_{iD}$, adică forma modală proprie normalizată a structurii cu defect, au fost determinate prin măsurători, modificarea formei modale proprii poate fi exprimată ca:

$$\Delta\phi_i = |\bar{\phi}_{iD}| - |\bar{\phi}_i| \quad (1.3)$$

unde i reprezintă numărul modului de vibrație.

1.3.3.b. Modificarea în curbura formei modale proprii

O alternativă la utilizarea formei modale proprii pentru a obține informații despre modificările caracteristicilor dinamice ale vibrației este utilizarea derivatelor acesteia, de exemplu curbura formei modale proprii (adică derivata a doua a formei modale proprii în raport cu distanța). Este de remarcat faptul că, pentru grinzi, rotirea K și deplasarea datorată încovoierii ε sunt legate prin relația:

$$\varepsilon = \frac{y}{R} = K \cdot y \quad (1.4)$$

unde R este raza de curbura, și y este distanța din punctul respectiv la axa neutră. Aspecte practice legate de măsurarea directă a deformației sau calculul deformației din deplasări sau accelerații sunt discutate pe larg în literatura de specialitate [85], [27], [94].

Utilizarea curbării formei modale proprii pentru detectarea defectelor a fost introdusă de Pandey și alții [86]. Să presupunem că forma modală proprie normalizată a unei structuri, notată cu $\bar{\phi}_i$ respectiv $\bar{\phi}_{iD}$ pentru starea inițială (ca referință) și starea deteriorată, sunt cunoscute. Curbura asociată acestor forme modale proprii sunt date de $\bar{\phi}_i''$ respectiv $\bar{\phi}_{iD}''$. În acest caz, creșterea curburii formei modale proprii asociată defectului se determină cu relația:

$$\Delta \bar{\phi}_i'' = \left| \bar{\phi}_{iD}'' - \bar{\phi}_i'' \right| \quad (1.5)$$

În cazul în care sunt utilizate mai multe moduri, suma dintre diferențele rotirii pot fi utilizate ca un indicator de defect, după cum urmează:

$$\Delta \bar{\phi}'' = \sum_{i=1}^n \Delta \bar{\phi}_i'' \quad (1.6)$$

unde n este numărul de moduri utilizate.

Expresiile analitice pentru formele modale proprii sunt cunoscute doar pentru cazuri simple și structuri fără discontinuități. Ele se definesc prin valori măsurate sau calculate pentru un număr finit de locații distincte pe structură. În acest caz, curbura formei modale poate fi calculată utilizând relația:

$$\bar{\phi}_{ji}'' = \frac{\bar{\phi}_{(j+1)i} - 2\bar{\phi}_{ji} + \bar{\phi}_{(j-1)i}}{\Delta x^2} \quad (1.7)$$

unde ϕ''_{ji} este curbura în punctul j corespunzătoare modului i (de exemplu, elementul j al vectorul ϕ''_i), ϕ_{ji} este deplasarea în punctul j corespunzătoare modului i (de exemplu elementul j al vectorului ϕ_i), iar Δx este distanța medie dintre punctele discrete ale vectorului ϕ_i .

În investigațiile lor, Pandey și alții [86] au utilizat modele discrete ale grinzilor tip consolă respectiv simplu rezemată. Din cercetările lor, curbura formei modale proprii este un indicator mult mai sensibil la defectele decât MAC sau COMAC. Ei au sugerat, de asemenea, utilizarea măsurării deformațiilor în locul deplasărilor sau accelerațiilor pentru obținerea curburii formei modale proprii.

Salawu și Williams [96] au utilizat un indicator al defectului folosind curba formei modale proprii calculată folosind relația (1.7). Ei au comparat performanța acestei metode cu metoda ce folosește direct modificarea formei modale proprii datorată defectului. Cercetările lor au demonstrat că modificarea curburii folosind datele experimentale nu este un bun indicator al defectului, subliniind faptul că cel mai important factor a fost selecția modurilor care trebuie utilizate în analiză. În plus, în cazul în care metodele se aplică unei structuri mari, atât curba formei modale proprii cât și diferența relativă formei modale, ar fi necesar să se măsoare răspunsul pentru un număr suficient de mare de puncte, eventual amplasate într-o tip grilă, în scopul de a efectua în mod rezonabil identificarea.

Chang și alții [28] au constatat că calculul numeric al curburii din formele modale proprii a dus la erori inacceptabile. În schimb, ei au folosit valorile măsurate ale deformației pentru a calcula curbura, obținând rezultate substanțial îmbunătățite.

1.3.3.c. Modificarea energiei de deformare modală (metoda indicelui defectului)

Utilizarea modificării *energiei de deformare modală*⁶ pentru a detecta defecte structurale a fost folosită în mai multe studii. Conceptul metodei a fost introdus de Stubbs și alții [101]. Ei au dezvoltat o metodă bazată pe reducerea energiei de deformare modală cauzată de defecte într-o zonă situată între două grade de libertate structurale, determinată din măsurători ale curburii formelor modale proprii.

⁶ Modal Strain Energy (MSE), termenul consacrat în limba engleză.

Această metodă este menționată în literatura de specialitate ca metoda indicelui defectului. Pentru o structură care poate fi reprezentată ca o grindă, indicele defectului β_j bazat pe modificarea energiei de deformare modală în locația j pentru modul i poate fi exprimat după cum urmează:

$$\beta_{ji} = \frac{\left(\int_a^b [\phi_i''(x)]^2 dx + \int_0^L [\phi_i''(x)]^2 dx \right)}{\left(\int_a^b [\phi_i''(x)]^2 dx + \int_0^L [\phi_i''(x)]^2 dx \right)} \times \frac{\int_0^L [\phi_i''(x)]^2 dx}{\int_0^L [\phi_i''(x)]^2 dx} = \frac{NUM_{ji}}{DEN_{ji}} \quad (1.8)$$

unde $\phi_i''(x)$ și $\phi_i''^*(x)$ sunt funcții continue ale curburii formelor modale proprii pentru modul i în raport cu distanța x de-a lungul grinzii, corespunzător structurii nedeteriorate respectiv deteriorate. Aici L este lungimea grinzii iar a și b sunt limitele unui segment al grinzii în care defectul este în curs de evaluare. În formă discretă, presupunând că distanța dintre punctele definite ale formei modale este uniformă, calcularea indicelui defectului se efectuează cu relația:

$$\beta_{ji} = \frac{(\phi_{ji}'')^2 + \sum_{k=1}^m (\phi_{ki}'')^2}{(\phi_{ji}'')^2 + \sum_{k=1}^m (\phi_{ki}'')^2} \times \frac{\sum_{k=1}^m (\phi_{ki}'')^2}{\sum_{k=1}^m (\phi_{ki}'')^2} = \frac{NUM_{ji}}{DEN_{ji}} \quad (1.9)$$

în care toate variabilele au fost definite anterior. În cazul în care mai mult de un mod este folosit, un singur indice pentru fiecare locație j se determină cu:

$$\beta_j = \frac{\sum_{i=1}^n NUM_{ji}}{\sum_{i=1}^n DEN_{ji}} \quad (1.10)$$

Presupunând că setul de indicatori ai defectelor pentru structură reprezintă un eșantion al unei variabile aleatoare distribuite în mod normal, indicatorul normalizat al defectului Z_j pentru o anumită locație poate fi calculat după cum urmează:

$$Z_j = \frac{(\beta_j - \mu_\beta)}{\sigma_\beta} \quad (1.11)$$

unde μ_β și σ_β sunt deviațiile medie respectiv standard a indicilor defectelor pentru toate locațiile. Indicatori de defecte încadrate în două sau mai multe abateri

standard de la valoarea medie (de exemplu $Z_j \geq 2$) sunt considerate a fi un indiciu al locației unui posibil defect [90].

Stubbs și Kim [102], [60] au aplicat această metodă pentru un pod din oțel. În aceste studii, defectul a fost localizat cu succes folosind cele mai mici trei moduri de vibrație.

Kim și Stubbs [60] au aplicat această abordare la un model de tip placă. A fost observat că defectul ar putea fi localizat cu încredere cu o eroare de localizare relativ mică și o rată redusă a lipsei detectării unei locații reale a defectului; cu toate acestea au fost observate erori cu o incidență relativ ridicată locațiilor care nu prezintă defecte.

Chen și alții [29] au folosit o distribuție bidimensională a energiei de deformare pentru a detecta defecte pe o placă de aluminiu și o placă compozită supuse la diferite scenarii de defectare. Metoda s-a dovedit a fi eficace pentru detectarea defectelor în plăci.

1.3.4. Metode bazate pe flexibilitatea unei structuri

O altă categorie a metodelor de identificare a defectelor utilizează matricea de flexibilitate măsurată dinamic pentru a estima modificări în comportamentul static al unei structuri. Matricea de flexibilitate este definită ca inversa matricei de rigiditate, ea reflectă relația dintre forța statică aplicată și deplasarea rezultată structural. În matricea de flexibilitate, prin urmare, fiecare coloană reprezintă un set de deplasări modale ale structurii cauzate de o forță unitate aplicată la unul din gradele de libertate (DOF). Ambele schimbări în metoda de flexibilitate și în metoda de schimbare uniformă a curbei de flexibilitate aparțin acestei categorii de metode.

1.3.4.a. Modificări în matricea de flexibilitate

Matricea de flexibilitate a unei structuri în stările sale intacte și deteriorate, notată cu F și respectiv $\bar{F}$, poate fi estimată în câteva dintre modurile inferioare de vibrație, astfel [48]:

$$F \approx \sum_{i=1}^n \frac{1}{\omega_i^2} \phi_i \phi_i^T \quad (1.12)$$

$$\bar{F} \approx \sum_{i=1}^n \frac{1}{\omega_{iD}^2} \phi_{iD} \phi_{iD}^T \quad (1.13)$$

în cazul în care ω_i este pulsația modului i , n este numărul modurilor luate în considerare, ϕ_i reprezintă forma modală proprie normalizată, iar indicele D semnifică proprietățile structurii deteriorate. Modificarea flexibilității cauzată de defecte poate fi obținută din diferența dintre matricile respective:

$$\Delta F = \bar{F} - F \quad (1.14)$$

unde ΔF reprezintă modificările intervenite în matricea de flexibilitate. Dacă pentru coloana j a acestei matrici ζ_j reprezintă maximul valorilor absolute ale elementelor în acea coloană, atunci

$$\zeta_j = \max |\Delta F_{ij}|, \quad i = 1 \dots m \quad (1.15)$$

unde ΔF_{ij} sunt elementele coloanei j a matricii ΔF , iar m este numărul de puncte în care este definit modul formeii. Parametrul ζ_j reprezintă măsura modificării flexibilității în punctul j . Cea mai mare valoare a lui ζ_j indică prin urmare locul cel mai probabil unde există modificări ale proprietăților fizice, deci locul unde defectul este situat.

Pandey și Biswas [87] au aplicat metoda modificării flexibilității la o grindă deteriorată, considerând mai multe scenarii de defect. Pe baza rezultatelor experimentale s-au identificat cu succes defectele, astfel încât ei sugerează că această metodă se poate aplica pe structuri la scară reală. Studiul a indicat faptul că această metodă a funcționat cel mai bine atunci când discontinuitatea a fost plasată într-o secțiune în care apar momente mari la încovoiere. S-a constatat că matricea de flexibilitate a fost foarte puțin afectată pentru modurile de vibrație superioare. Aceasta a condus la ideea că estimarea cu exactitate a flexibilității se poate face utilizând doar câteva moduri inferioare. Un alt avantaj, dacă se iau în considerare doar modurile inferioare, este acela că se elimină problemele puse de neliniaritate, care poate apărea în anumite structuri la frecvențe ridicate.

1.3.4.b. Alte metode bazate pe flexibilitate

Există în literatura de specialitate prezentate unele metode similare bazate pe schimbarea flexibilității structurilor, principiul acestor metode este identic, procedurile însă cunosc unele diferențe.

Aktan și alții [4] au propus utilizarea elasticității modale ca un "indice de stare" pentru a specifica integritatea relativă a unui pod. Această tehnică a fost aplicată pentru două poduri pentru care flexibilitatea modală determinată din testele dinamice a fost verificată prin corelarea cu deformarea statică indusă de un set de teste statice în care încărcarea era data de un convoi de camioane. S-a constatat că flexibilitatea modală a reprezentat un instrument fiabil pentru evaluarea stării. În plus, a calibrat modele tridimensionale analitice de poduri utilizând datele experimentale, apoi a utilizat modele calibrate ca bază pentru evaluarea stării, pentru a compensa absența datelor experimentale de la structura intactă.

Toksoy și Aktan [105] au determinat prin măsurători flexibilitatea a unui pod și au examinat profilurile deformării transversale, cu și fără luarea în considerare a unui set de date de referință. S-a constatat că anomaliile din profilul deformării ar putea indica defecte chiar și fără un set inițial de date.

Mayes [75] a folosit flexibilitatea determinată utilizând rezultatele testului modal a unui pod pentru a localiza defecte. Metoda necesită date experimentale ale funcției de răspuns a frecvenței, măsurate în locuri discrete de-a lungul podului. Algoritmul compară datele "înainte de deteriorare" și "după deteriorare" pentru localizarea zonelor fizice unde au avut loc modificări semnificative ale rigidității. Poziția defectului folosind aceasta tehnică a fost corect identificată în două cele mai semnificative cazuri de avariere.

1.3.5. Metode bazate pe actualizarea modelului

O altă categorie de tehnici de identificare a defectelor se bazează pe modificarea parametrilor modelului structural într-un model numeric, cum ar fi rigiditatea, masa, sau amortizarea, pentru a se potrivi cât mai exact posibil cu răspunsul static și/sau dinamic măsurat. Diverse tehnici de actualizare pot fi formulate, depinzând de funcția obiectiv care urmează a fi minimizată, de constrângeri și de sistemul numeric utilizat pentru a rezolva problema de minimizare.

Tehnicile de evaluare a defectelor bazate pe un model necesită dezvoltarea unui model numeric al structurii, în majoritatea cazurilor fiind utilizat un model discret. În actualizarea modelului discret se pune problema optimizării, adică parametri modelului să fie aleși astfel încât diferențele între rezultatele din testele modale și simulările numerice încât să fie reduse la minimum. Modelul numeric trebuie să corespundă cât mai mult posibil cu structura reală, în vederea detectării, localizării și cuantificării defectelor pe baza modelului acordat. Exemple de parametri de care pot fi supuși actualizării sunt: rigiditatea suporturilor, rigiditatea la încovoare și torsiune a elementelor individuale a unei grinzi, distribuția maselor și alți parametri care descriu efectul defectării.

Un alt aspect în procesul de minimizare este natura valorii reziduale (abaterii). Pe lângă frecvențele proprii, abaterea poate fi de natura unei deplasări modale, curburi modale și aproape orice altă caracteristică dinamică a sistemului.

Avantajul metodelor de identificare a defectelor bazate pe actualizarea modelului este acela că există posibilitatea a fi utilizate pentru a estima gradul de severitate al defectului (metode de nivel 3); unele dintre aceste metode pot fi utilizate pentru a detecta defecte, fără a cunoaște starea nedeteriorată.

Cu toate că numeroase lucrări despre această categorie de metode au fost publicate, până în prezent nu a fost demonstrată viabilitatea acestora. Prin urmare, acesta rămâne un subiect de cercetare deschis. Câteva lucrări și rezultatele obținute sunt descrise în continuare.

Hajela și Soeiro [52] au prezentat două metode de optimizare pentru a detecta defecte structurale, o abordarea privind eroarea răspunsului respectiv eroarea în ecuație. Ambele metode au fost testate pe două tipuri de grinzi plane cu zăbrele modelate numeric, iar defectul a fost detectat cu succes. Trebuie remarcat că au fost folosite doar rezultate ale simulărilor, nu a fost investigat nici un model material.

Zimmerman și Kaouk [114] au implementat un algoritm pentru detectarea defectelor care utilizează modelul discret original și un subset de frecvențe proprii și vectori proprii. Această tehnică a fost aplicată cu succes pentru a determina locația și amploarea defectelor pe o grindă cu zăbrele cu șase bare (nici aici nu au fost testate modele materiale).

Beck și Katafygiotis [10], au descris o metodă pentru detectarea modificărilor semnificative în distribuția rigidității, prin actualizarea permanentă a unui model structural utilizând măsurători ale vibrațiilor. Au fost luate în considerare două modele structurale diferite, o construcție plană cu șase etaje și un model discret al unui pod cu două deschideri. Analiza efectuată s-a bazat pe rezultate ale simulărilor dinamice generate numeric și a fost detectat locul probabil unde defectul este plasat.

Fares și Maloof [38] au dezvoltat un algoritm probabilistic pentru a detecta și a identifica defectele în structuri. Acesta prezintă o legătură între sensibilitatea măsurătorilor la defecte, rata de detecție sau de identificare eronată, nivelul de eroare și capacitatea de a detecta și identifica anumite configurații de defecte. Aplicația a fost utilizată pentru a detecta și a identifica extinderea fisurii pe o placă, utilizând „măsurători” tensometrice de suprafață (doar un model numeric a fost luat în considerare).

Zimmerman și Smith [112] au realizat mai multe teste dinamice pe un model fizic, și au folosit datele măsurate pentru a îmbunătăți un model discret. Apoi un defect a fost indus în modelul discret, iar defectul în modelul numeric a fost detectat și identificat cu succes.

Zimmerman și Kaouk [114] au prezentat teoria perturbării bazate pe nivelul minim. Această abordare a fost motivată de constatarea că defectul va tinde să fie concentrat într-un număr redus de membrii structurali, mai degrabă decât distribuiți pe parcursul unui număr mare de membri structurali. Astfel, matricea de perturbare va tinde să fie de nivel redus. Metoda a fost utilizată cu succes pentru a detecta defecte pe o grindă cu zăbrele, în care defectul a fost produs prin eliminarea anumitor bare.

Amin Abdel Zeher [6] a demonstrat experimental că lipsa unei bare dintr-o grindă cu zăbrele poate fi detectată cu ajutorul metodei bazate pe actualizarea modelului.

Casas și Aparicio [24] au prezentat o metodă pentru identificarea de porțiuni fisurate în grinzi de beton utilizând metoda celor mai mici pătrate pentru a identifica momentele de inerție echivalente pentru elementele unei grinzi modelate discret. Metoda se bazează pe minimizarea erorii dintre frecvențele proprii măsurate

și amplitudinile modale și cele calculate cu ajutorul unui model discret. În acest studiu defectul a fost identificat cu succes pe un model fizic. Deși, defectele au fost destul de severe, ele provoacă schimbări în frecvența proprie fundamentală de 15%.

În rezumat, această clasă de metode este foarte atractivă datorită capacității lor de a estima severitatea defectelor și pentru a detecta defecte a cunoaște starea de referință, dar este încă într-un stadiu incipient de dezvoltare.

1.3.6. Metoda rețelelor neurale

În ultimii ani s-a remarcat un interes crescut în utilizarea rețelelor neurale pentru a estima și a anticipa amploarea și locația defectelor în structuri complexe. Rețelele neurale au fost dezvoltate ca aproximatori universali de funcții pentru funcțiile de complexitate arbitrară. Rețeaua neurală cea mai utilizată este rețeaua *perceptron multistrat*⁷, antrenată pentru *propagarea inversă*⁸ [117]. Așa-numita rețea neurală *backprop* este un sistem de funcții sigmoid în cascadă unde suma de ieșiri ponderate și erorile unui strat sunt utilizate ca intrări în stratul următor. O funcție sigmoid este soluția la o ecuație diferențială de ordinul întâi. Odată ce o arhitectură de rețea este aleasă, funcția reală reprezentată de rețeaua neurală este codificată prin ponderi și erori. Algoritmul învățării propagării inverse este o tehnică de ajustare a ponderilor și erorilor prin minimizarea erorii dintre rezultatele anticipate și măsurate.

Doebling și alții [33] au prezentat o analiză aprofundată a literaturii referitoare la metodele de identificare a defectelor bazate pe rețele neurale. Din analiză s-a constatat că defectele au fost de obicei modelate prin modificarea formei și/sau secțiunii transversale a elementelor. Prin urmare, în cazurile considerate, nu este de așteptat să apară neliniarități în comportamentul dinamic al structurii reale deteriorate.

Wu și alții [55] au folosit o rețea neuronală *backprop* pentru a identifica defecte într-o construcție plană cu trei etaje, supusă unei excitații de tip cutremur. Defectul a fost introdus prin reducerea rigidității unui anumit membru între 50% și

⁷ Multi-layer Perceptron (MLP)

⁸ Backward propagation of errors, prescurtat "backprop"

70%. Rețeaua neuronală a folosit transformata Fourier a accelerațiilor, fiind utilizate valorile spectrului de accelerații de la 0Hz la 20Hz. Prima rețea neuronală implementată a folosit doar datele de la etajul superior (al treilea); ea a fost capabilă să identifice cu precizie doar defecte la etajul trei. O a doua rețea, care a utilizat accelerațiile de la primul și al doilea etaj ca intrări, a fost apoi implementată. Această rețea a fost în măsură să diagnosticheze defecte la primul etaj și la cel de-al treilea, dar era în imposibilitatea de a prevedea cu precizie defecte la etajul al doilea.

Masri și alții [65], [68] au dezvoltat o procedură bazată pe utilizarea unei rețele neuronale pentru identificarea defectelor în sistemele dinamice neliniare, și a aplicat metoda unui oscilator Duffing amortizat și supus unei excitații deterministe. S-a făcut apel la capacitatea rețelei neuronale pentru a prezice răspunsul aceluiași oscilator nelinier în cazul excitații stohastice de diferite amplitudini. S-a demonstrat că rețelele neuronale pot oferi modele matematice precise ale sistemelor neliniare întâlnite în domeniul mecanicii aplicate.

Masri și alții [67] au folosit cu succes o rețea neurală bazată pentru a detecta schimbări relativ mici ale parametrilor structurali, chiar și atunci când măsurătorile de vibrații au fost afectate de zgomot.

În comparație cu alte metode de detectare a defectelor, identificarea defectelor prin intermediul rețelelor neurale este încă în fază incipientă. Cele mai multe studii pe această temă și-au asumat o cunoaștere detaliată a structurii mecanice, inclusiv masa completă și matricile de rigiditate. Un număr redus de lucrări prezintă metode ce au efectuat o identificare a parametrilor sistemului bazat pe date măsurate, astfel încât cunoașterea detaliată a stării inițiale a structurii nu a fost necesară.

1.3.7. Cercetări în domeniu efectuate la UEM Reșița

În ultimii ani, la Școala Doctorală a Universității „Eftimie Murgu” din Reșița s-au efectuat cercetări în sensul clarificării unor fenomene fizice ce apar în cazul vibrației structurilor cu defecte și dezvoltării, pe baza acestor cunoștințe, a unor metode de origine, fiabile și cu grad cât mai ridicat de generalitate destinate detectării defectelor.

Negru [82] a abordat problematica modificării frecvențelor proprii ale vibrațiilor transversale în grinzi având diverse condiții de rezemare, fiind luate în considerare un număr relevant de moduri. A fost pus în evidență modul în care frecvențele se modifică funcție de poziția defectului pe grindă și, pe baza acestor rezultate, a fost dezvoltată o metodă vizuală de identificare concomitent a poziției și severității defectului.

Cercetările privind posibilitatea identificării poziției discontinuităților în grinzi pe baza modificării frecvențelor proprii efectuate de Minda [76] au condus la găsirea unei relații care face legătura între frecvențele grinzii cu discontinuități și poziția acesteia pe grindă. Spre deosebire de abordările cunoscute în literatura de specialitate, de exemplu cele prezentate în [35], [65] și [78], aplicarea relației este simplă și rezultatele se obțin rapid și precis, fără a implica calcule laborioase. Ca urmare a cercetărilor a fost posibilă separarea problemei localizării defectului de cea a evaluării severității, și a fost definit un indicator al poziției defectului bazat pe relația amintită anterior. Încercările experimentale pe grinzi în consolă au confirmat valabilitatea metodei ce utilizează acest indicator.

Protocsil [91] a abordat problema evaluării severității defectului pe grinzi de diverse forme ale secțiunii, formalizând acest concept. Rezultatele obținute numeric și experimental au fost comparate cu cele din literatura de specialitate pentru secțiuni rectangulare deduse din mecanica ruperii [61], [84], [98] și [9], fiind observată o bună corelare. În plus, relația găsită pentru evaluarea severității are un caracter mai general, fiind aplicabilă la orice formă a secțiunii transversale.

Simulările și încercările experimentale au confirmat valabilitatea metodei, ceea ce o califică ca o metodă simplă, precisă și cu grad mare de generalitate.

1.4. Concluzii parțiale

Analiza unui mare număr de lucrări prezentate în literatura de specialitate relevă unele aspecte cu care toți cercetătorii sunt de acord, chiar dacă motivația nu este întotdeauna științific motivată. Pe de altă parte există subiecte controversate, fără a fi aduse argumente de ordin general, ci doar date legate de aplicații particulare. Astfel, unele prezumții așteaptă să fie confirmate sau infirmate în urma

unor cercetări viitoare; lucrarea de față aduce clarificări la o parte din aceste subiecte.

1. Frecvențele naturale sunt caracteristica cea mai ușor de măsurat și caracterizează global structura. Această prezumție pare să fie justă pentru stadiul actual în ceea ce privește tehnicile și echipamentele de măsurare, iar faptul că există frecvențe proprii diferite pentru diferite stări ale structurii le califică ca parametru fezabil pentru detectarea defectelor.

2. Defectul este o caracteristică locală, deci frecvențele proprii ale modurilor inferioare de vibrații nu sunt semnificativ afectate. Acesta este un aspect controversat, unele lucrări arată că cele mai mari modificări ale frecvențelor proprii s-au obținut pentru modul întâi (10-15% modificare a frecvenței). De altfel, teze anterioare, susținute la UEM Reșița au arătat că există o legătură între poziția defectului pe grindă, tipul de reazeme asociate grinzii și modurile de vibrație cele mai afectate. În lucrarea de față se încearcă clarificarea acestui aspect pentru structurile compozite.

3. Localizarea defectului se poate face doar folosind un număr mare de senzori și poziția acestora ar trebui definită funcție de poziția defectului. Faptul că frecvențele proprii pot fi măsurate cu un număr redus de senzori (sau chiar cu un singur senzor) conduce la ideea că metodele bazate pe această caracteristică dinamică a structurii nu necesită un număr mare de senzori. Este suficient să se cunoască forma modală proprie a structurii ca să se poată defini poziția/pozițiile în care se obține o amplitudine corespunzătoare a deplasării sau accelerației, astfel încât frecvența proprie să poată fi citită cu precizie.

4. Zgomotul din semnalele de vibrații afectează citirea cu precizie ridicată a frecvențelor naturale. Majoritatea cercetătorilor consideră acest fenomen corect, chiar dacă nu se aduc argumente științifice, ci se pleacă de la ideea că un semnal „impurificat” nu este fezabil. Trebuie arătat că la nivele reduse ale zgomotului, acesta distorsionează semnalul doar în sensul modificării amplitudinii semnalului de vibrație, fără a afecta frecvența acestuia. Pe de altă parte, amplitudini mari ale zgomotului „ascund” unele componente reale ale semnalului de vibrație, făcând invizibile unele moduri. Întrucât zonele din spectrul de frecvențe unde trebuie să apară frecvențele proprii ale structurilor sunt cunoscute, în lipsa unui mod „vizibil”

detectarea frecvenței acestui mod se poate face cu acuratețe modificând modul de excitare sau prin modificarea poziției senzorului. Un fenomen mult mai dăunător este excitația structurii în domeniul neliniar, prin inducerea unor oscilații mari; acest aspect poate apărea în special la modurile superioare de vibrație.

5. Efectele de mediu sau sarcinile operaționale afectează negativ capacitatea de a detecta defecte. Într-adevăr, sarcini exterioare de orice natură modifică frecvențele proprii ale structurilor, dar cunoașterea aprofundată a fenomenelor care determină modificarea frecvențelor permite luarea în considerare și compensarea efectelor acestor perturbații. Acest aspect nu este abordat în teză; datorită complexității sale această problemă necesită investigații laborioase care constituie subiectul unei alte teze în fază de elaborare la UEM Reșița.

6. Identificarea poziției defectului și a severității acestuia nu se pot trata separat. Majoritatea cercetătorilor consideră că informațiile conținute în semnalele de vibrații și spectrele acestora permit doar simultan identificarea poziției defectului și a severității acestuia. Cercetările din cadrul Universității „Eftimie Murgu” din Reșița au arătat că se poate proceda întâi la identificarea poziției și ulterior la evaluarea severității. Acesta este un argument pentru abordarea similară a materialelor compozite și izotrope, evident cu considerarea modului diferit în care scade rigiditatea în cazul extinderii defectului în secțiune.

7. Datorită particularităților evidente, compozitele trebuie tratate separat de materialele izotrope. Acest aspect este controversat, problema unei abordări separate este promovată în special de cercetătorii din domeniul ingineriei civile, care au în vedere structurile din beton armat. Punctul principal al tezei îl constituie tocmai clarificarea acestui aspect și găsirea unei metode care să permită abordarea problemei detectării defectelor pentru orice tip de structură tip grindă continuă.

Capitolul 2

Materiale compozite

2.1. Structura materialelor compozite

Materialele compozite sunt o îmbinare de două sau mai multe materiale cu însușiri diferite între ele, realizate în vederea obținerii unui material nou, cu proprietăți superioare față de materialele constitutive. Materialele componente își mențin particularitatea separată (cel puțin la nivel macroscopic) în compozit, totuși combinarea lor generează în general proprietăți și caracteristici distincte de cele ale materialelor constitutive în parte figura 2.1.

Astfel, un compozit este realizat dintr-un material de bază, numit matrice cu proprietăți mecanice inferioare dar un preț scăzut, consolidat cu alte materiale ce poartă numele de armătură (ranforsare), ce se prezintă sub formă de plăci, fibre continue, fibre scurte sau particule, asigură compozitului proprietăți mecanice sau fizice superioare [7],[53]. Armătura se adaugă matricei pentru a-i îmbunătăți sau modifica proprietățile, reprezentând faza discontinuă, distribuită uniform în întregul volum al matricei.

Clasificarea generală a materialelor compozite, prezentate într-un mod sintetic, are de principiu două criterii și anume: particularitățile geometrice ale materialului complementar și modul de orientare a acestuia în matrice figura 2.2. Astfel, clasificarea materialelor compozite se face în funcție de modul de orientare al fibrelor, materialele compozite sunt grupate în trei categorii:

- a. materiale compozite realizate prin laminare (stratificate) - obținute din mai multe straturi lipite între ele;
- b. materiale compozite armate cu fibre - fibre lungi situate într-o alcătuire prestabilită sau fibre scurte amplasate sporadic;
- c. materiale compozite durificate cu particule (disperse).

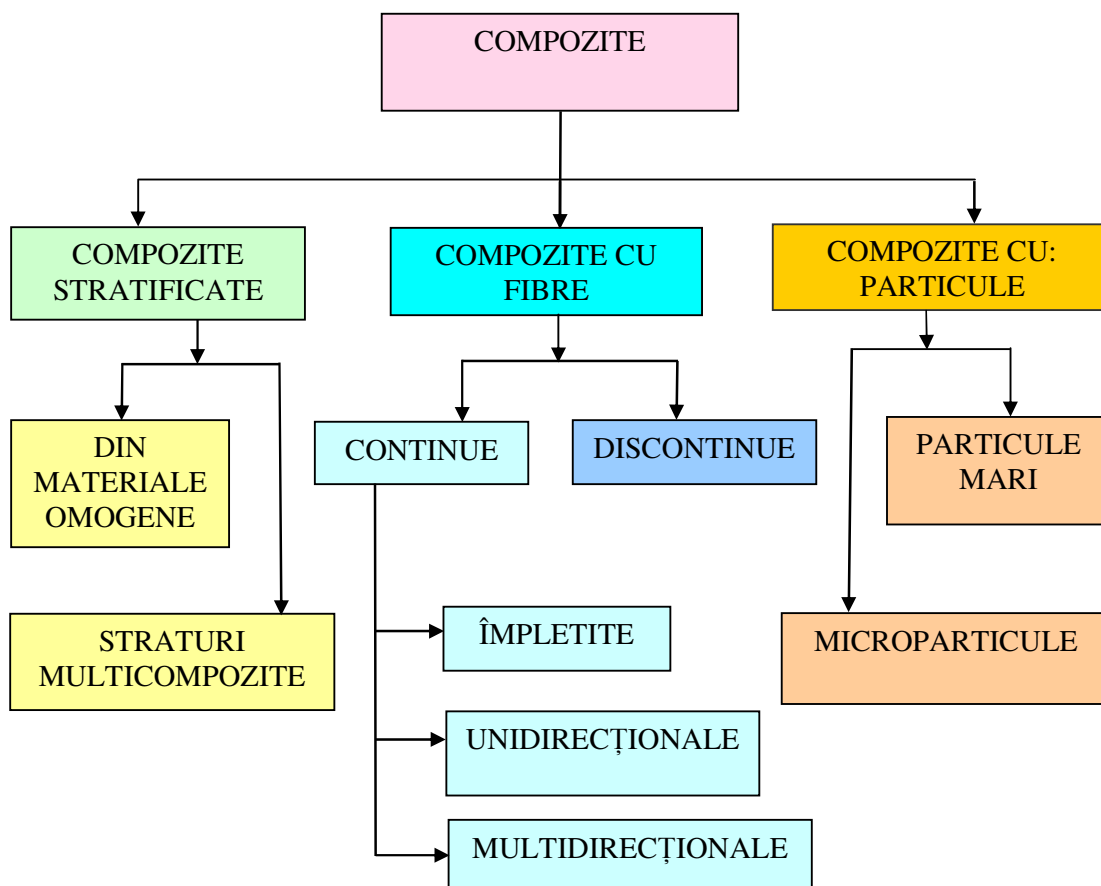


Figura 2.1. Clasificarea materialelor compozite

Principalele tipuri de materiale compozite sunt prezentate în figura 2.2.

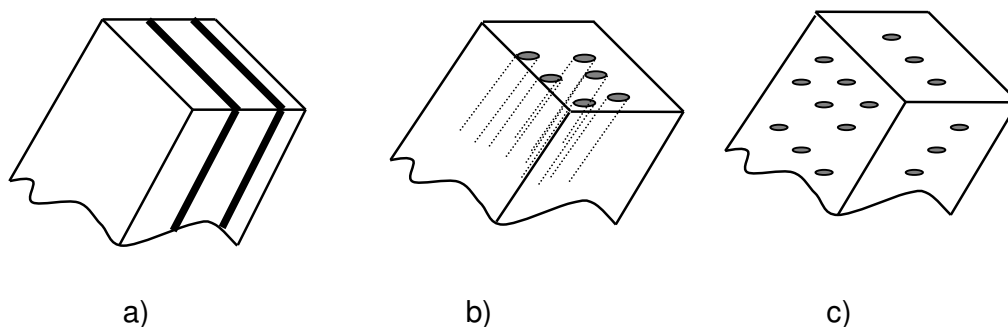


Figura 2.2. Materiale compozite: a) stratificate; b) armate cu fibre; c) disperse

În continuare sunt descrise caracteristicile principalelor categorii de materiale compozite.

2.1.1. Materiale compozite stratificate

Materialele compozite stratificate (laminare) sunt realizate din straturi cu cel puțin două materiale unite împreună printr-un adeziv, și se obțin prin aplicarea, la suprafața materialului de bază, a unui strat dintr-un alt material. Prin aplicarea acestui strat materialului cu proprietăți diferite de cele ale materialului de bază se obțin cel mai adesea prin turnare, sudare sau laminare.

Din această categorie fac parte:

1) Materialele compozite stratificate realizate din materiale care pot fi saturate cu diverse substanțe plastice și apoi tratate în mod corespunzător.

2) Materialele compozite fibroase și stratificate, cunoscute și sub denumirea de *materiale compozite stratificate și armate cu fibre (stratificate)*, obținute dintr-o succesiune de straturi (lamine) suprapuse astfel încât fibrele dintr-un strat să fie paralele și fiecare strat să fie orientat în mod corespunzător, pentru a obține proprietăți superioare respectiv o mai bună rezistență și rigiditate.

3) Metalele de protecție obținute în urma acoperirii unui metal cu un alt metal, realizând astfel un material compozit cu proprietăți îmbunătățite în raport cu materialul de bază.

4) Bimetalele, realizate din două metale diferite, cu coeficienți de dilatare termică diferiți; la modificarea temperaturii bimetalul se deformează și poate fi utilizat ca modalitate de măsurare a temperaturii.

5) Sticla laminată (securitul), este un material compozit care se obține prin alipirea unui strat de polivinil între două straturi de sticlă.

Principalul beneficiu al acestor materiale este de natură economică și de ordin calitativ, deoarece prin folosința lor se economisesc importante cantități de materiale, îmbunătățind concomitent calitatea produselor și măbind durata lor de funcționare în condițiile unor performanțe ridicate.

Exemple de astfel de materiale compozite stratificate sunt:

- oțelurile carbon cu costuri reduse placate cu oțeluri cu duritate ridicată și rezistență mare la uzură ;
- duraluminiul ce prezintă o rezistență ridicată la rupere, acoperit cu aluminu pur cu rezistență ridicată la coroziune;
- plăcuțele din oxid de aluminiu placate cu nitrură de titan.

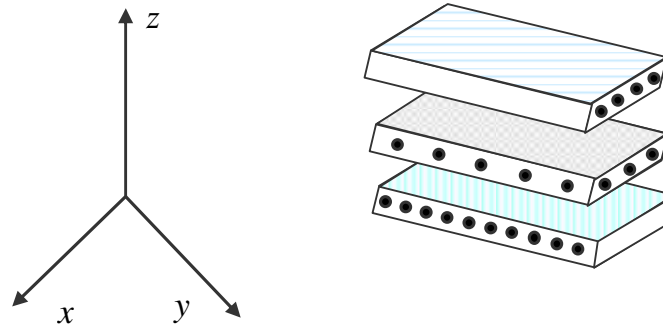


Figura 2.3. Structura unui material compozit stratificat

În afară de materialele compozite cu două componente, prezentate mai sus figura 2.3, se utilizează și compozite tricomponente (tip „sandwich”) figura 2.4. Acesta este alcătuit din două suprafețe subțiri din metal (de exemplu aluminiu, titan sau oțel), între care se află o structură tip fagure, dintr-un material cu o duritate ridicată (duraluminiu sau aliaj de titan), obținându-se un material compozit superior cu rezistență și rigiditate net superioare.

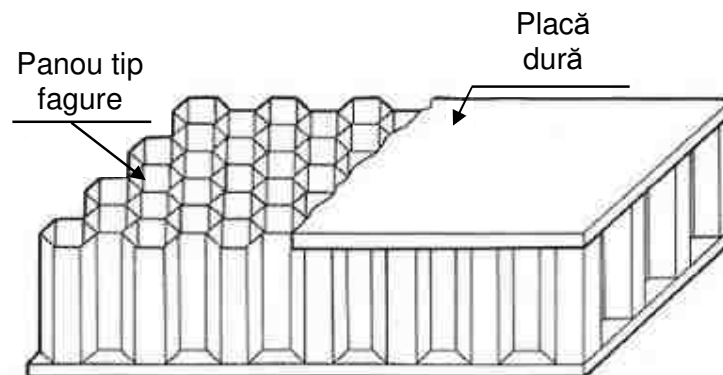


Figura 2.4. Material compozit tip sandwich

2.1.2. Materiale compozite armate cu fibre

Aceste materiale sunt realizate cu fibre de diferite forme și dimensiuni înglobate într-o matrice, cu utilitate într-un vast domeniu:

1) fibre naturale, folosite în trecut și înlocuite în prezent cu fibre sintetice (iută și sisal).

2) fibre sintetice organice termoplastice (polipropilenă, nylon, poliester) și termorigide (aramide) cu densitate și rigiditate scăzute, dar rezistență ridicată.

3) fibre sintetice anorganice (sticlă, bor, carbon etc.), acestea fiind cele mai utilizate datorită prețului scăzut.

Fibrele sunt mult mai rezistente la alungire decât materialul aflat în formă masivă, datorită structurii interne a fibrei și pentru puritatea materialului component. Uneori, în locul fibrelor cu lungime mare, sunt utilizate fibrele scurte "whiskers", pentru care raportul lungime/diametru este relativ mic, fibrele sunt fără defecte și deci foarte rezistente la întindere.

Curba caracteristică $\sigma - \varepsilon$ pentru solicitarea la întindere a acestei fibre este liniară, excepție făcând poliesterul. Dependența între tensiuni și deformații nu va mai exista pentru un material compozit armat cu astfel de fibre, datorită răspunsului nelinier al materialului din care este constituită matricea [53].

Matricea este cel de-al doilea element de bază al materialelor compozite, aceasta reunește fibrele într-o structură continuă, ce include fibrele, le protejează, transmite tensiunea, redistribuie eforturile atunci când unele fibre se rup. Matricea are în general o densitate mai mică și o rezistență mult mai mică decât fibrele, care pot fi metalice, organice și ceramice.

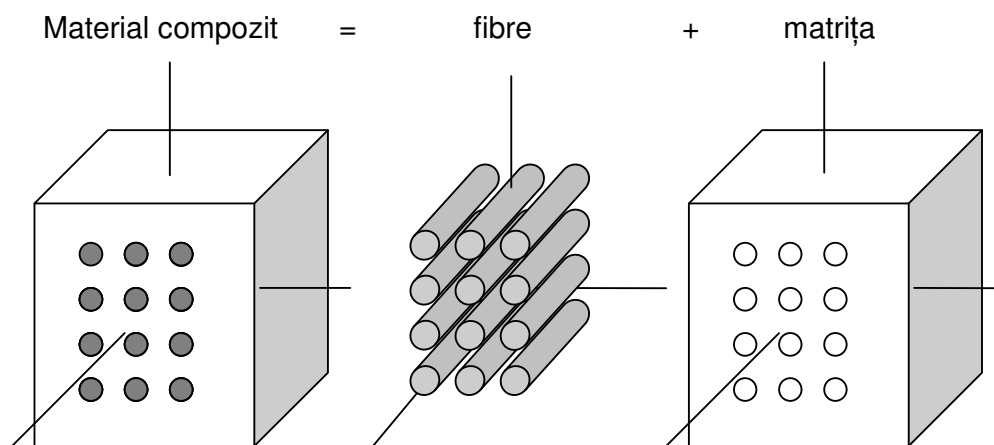


Figura 2.5. Moduri de orientare a fibrelor

Matricele organice au densitate și rezistență relativ scăzute iar relația dintre tensiune și deformație este neliniară. Datorită faptului că prezintă avantajul că sunt

ușor de fabricat și pot îngloba un număr mai mare de fibre decât matricile metalice sau ceramice, matricele organice reprezintă categoria matricelor cele mai des utilizate.

În figura 2.5. sunt prezentate diferite moduri de orientare a acestor fibre în interiorul matricei. Se obțin astfel materiale compozite cu caracteristici foarte bune de rezistență, rigiditate și raport “rezistență – densitate”.

Principalele forme ale fibrelor și țesăturilor, utilizate în cazul materialelor compozite, prezentate în figurile 2.6. și 2.7.

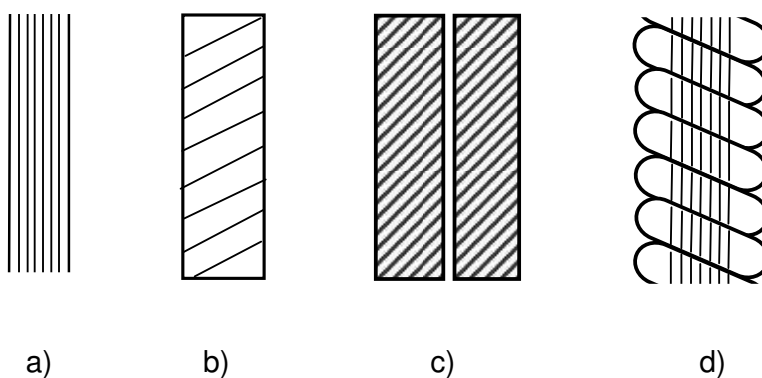


Figura 2.6. Tipuri de fibre

Ponderea fibrelor ca sisteme de armare este determinată de caracteristicile fizico-mecanice pe care le prezintă și de caracteristicile fizico-mecanice pe care trebuie să le obțină compozitul.

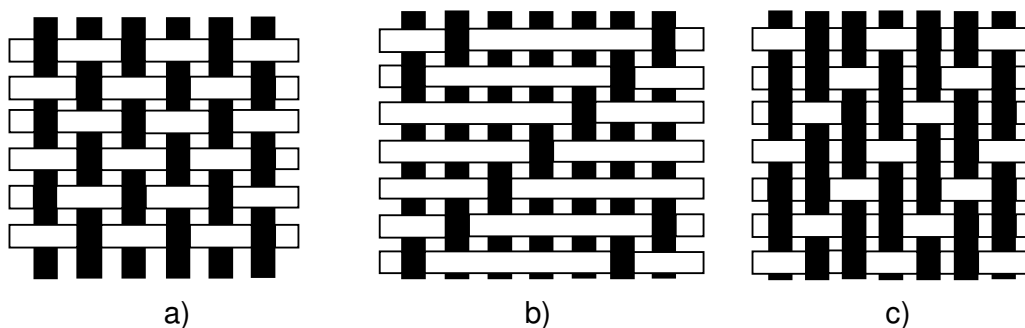


Figura 2.7. Tipuri de țesături: a) legătură tip pânză;
b) legătură tip ATLAS; c) legătură tip lână

2.1.3. Materiale compozite durificate cu particule (disperse)

Această categorie de materiale compozite constă în înglobarea într-o matrice a mai multor particule, dispersate uniform în masa compozitului. Particulele și matricea pot fi metalice sau nemetalice în următoarele variante:

1) Particule nemetalice într-o matrice nemetalică. Un exemplu din această varietate de materiale îl constituie materialul derivat din particule de nisip și rocă într-un amestec de ciment și apă, care reacționează chimic și se întărește. Un alt exemplu îl reprezintă și particulele de sticlă sau de mică încorporate într-o matrice de material plastic.

2) Particule nemetalice în matrice metalică. Particulele nemetalice (particule ceramice) înglobate într-o matrice metalică formează un material compozit ce poartă denumirea de cermet; atunci când în matrice sunt introduse particule de oxizi se realizează cermeți pe bază de oxizi, ce prezintă rezistență mare la uzură cât și la temperaturi înalte. În urma încorporării în matricile metalice a unor particule de carburi de tungsten, crom sau titan se realizează cermeți pe bază de carburi. Când matricea este din cobalt se obține un material definit de o duritate ridicată și de o rezistență mare la uzură și coroziune.

3) Particule metalice în matrice metalică. În această varietate putem include materialul compozit realizat prin încorporarea unor particule de plumb într-o matrice obținută dintr-un aliaj de cupru sau oțel. Pentru executarea unor materiale ductile rezistente la temperaturi ridicate este recomandată armarea unei matrice metalice cu particule de crom, tungsten sau molibden.

4) Particule metalice în matrice nemetalică. Un asemenea material compozit îl constituie carburantul pentru rachete, format din pudră de aluminiu și anumiți oxizi înglobați într-o legătură organică flexibilă (poliuretan sau cauciuc polisulfid).

În funcție de dimensiunile particulelor și modul de încorporare ale acestora, materialele compozite pot fi:

1) Materiale compozite durificate prin dispersie, unde particulele de dimensiuni foarte mici de ordinul $100 \div 2500 \text{ \AA}$ reduc posibilitatea deplasării dislocațiilor. În acest caz sunt necesare cantități mici de material dispers, acțiunea de durificare este foarte mare.

2) Materiale compozite armate cu macroparticule; aceste particule au dimensiuni mai mari, și nu mai au rol de blocare a deplasării dislocațiilor. În funcție de procentul dintre cantitățile de macroparticule și cea de liant rezultă combinații deosebite de proprietăți.

Avantajul esențial al compozitelor se află în capacitatea modulării proprietăților și obținerea în acest fel a unei largi diversități de materiale, a căror utilizare poate fi extinsă în aproximativ toate domeniile de activitate tehnică. În prezent, se execută materiale compozite care prezintă avantaje superioare față de materialele clasice și anume:

- fiabilitate ridicată;
- consum energetic redus la elaborare, comparativ cu metalele;
- durabilitate mare în funcționare;
- rezistența la șoc superioară;
- rezistența la tracțiune sporită;
- rezistență la coroziune;
- echilibru termic și rezistență mare la temperaturi ridicate.
- coeficient de dilatare redus în raport cu metalele;
- posibilitate mare de amortizare a vibrațiilor;
- masa volumică redusă în raport cu metalele.

2.2. Caracteristicile mecanice ale materialelor compozite

Comportamentul mecanic al unui compozit armat cu fibre depinde de:

- proprietățile fiecărui component;
- raportul dintre componenți;
- forma și orientarea fibrelor raportate la direcția de sollicitare;
- rezistența mecanică a interfeței matrice - fibră.

Comportamentul mecanic al materialelor compozite unidirecționale se prezintă în diagrama din figura 2.8.

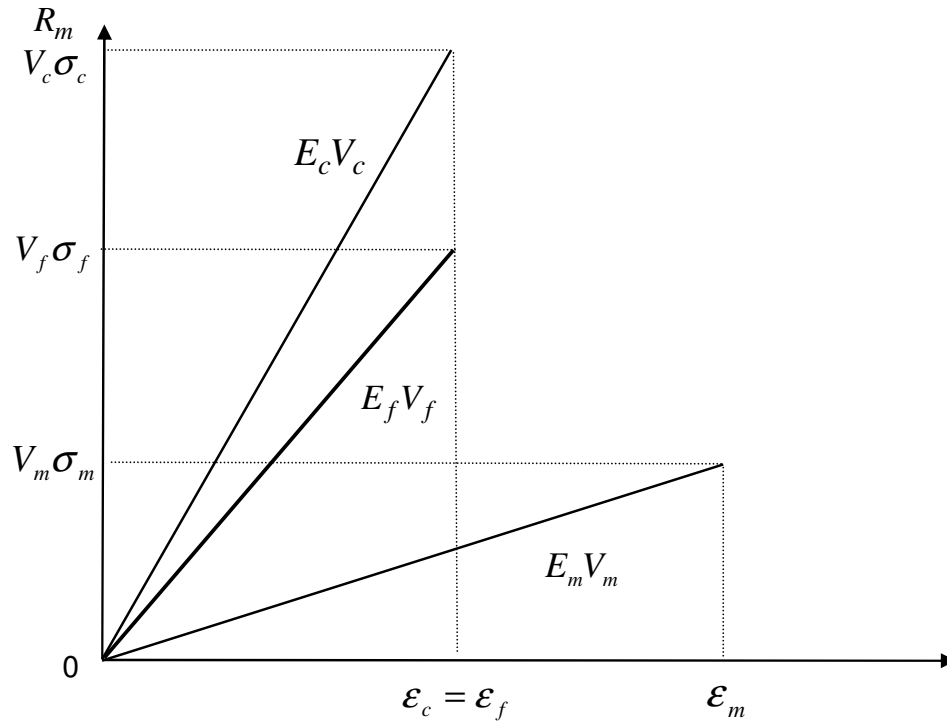


Figura 2.8. Curba tensiune – deformația unui compozit unidirecțional

Rezistența la rupere R_C și modulul de elasticitate E_C ale compozitului pot fi calculate utilizând relațiile:

$$R_C = V_f \cdot R_f + V_m \cdot E_m \cdot \varepsilon_f \quad (2.1)$$

$$E_C = V_f \cdot E_f + V_m \cdot E_m \quad (2.2)$$

în care: V - procent volumic; ε - alungirea la rupere; iar indicele c reprezintă materialul compozit, indicele f - fibra, respectiv indicele m - matricea.

2.2.1. Principalele caracteristici mecanice ale structurilor compozite

Un material compozit stratificat și armat cu fibre se realizează prin unirea mai multor lamine (straturi) cu direcții distincte ale fibrelor [53]. Atunci când două sau mai multe lamine consecutive au aceeași orientare a fibrelor, ele formează un grup de lamine. Amplasarea fibrelor în lamine sau grupuri de lamine se realizează în funcție de performanțele mecanice urmărite pentru structura obținută din materialul respectiv (rigiditate, rezistență la anumite sollicitări etc.). Compozitul stratificat

este caracterizat prin numărul de lamine ce intră în componența sa, precum și prin unghiul θ care specifică orientarea fibrelor în lamină.

Pentru fiecare lamină există un sistem de coordonate local asociat Olt , în care axa Ol este paralelă cu direcția fibrelor, iar axa Ot este perpendiculară pe direcția fibrelor și cuprinsă în planul laminei. Pentru structura laminată, sistemul de axe $Oxyz$ cuprinde axele Ox și Oy conținute în planul mediu al acestuia și axa Oz perpendiculară pe plan. Pentru fiecare lamină se definește un unghi θ pe care sensul fibrelor (axa Ol) îl face cu axa Ox . Laminele sunt amplasate pornind de la suprafața semifabricatului, situate la nivelul $z = -h/2$ și se termină la $z = h/2$, iar pentru un grup de lamine se menționează un indice ce indică numărul de lamine din grup figura 2.9.

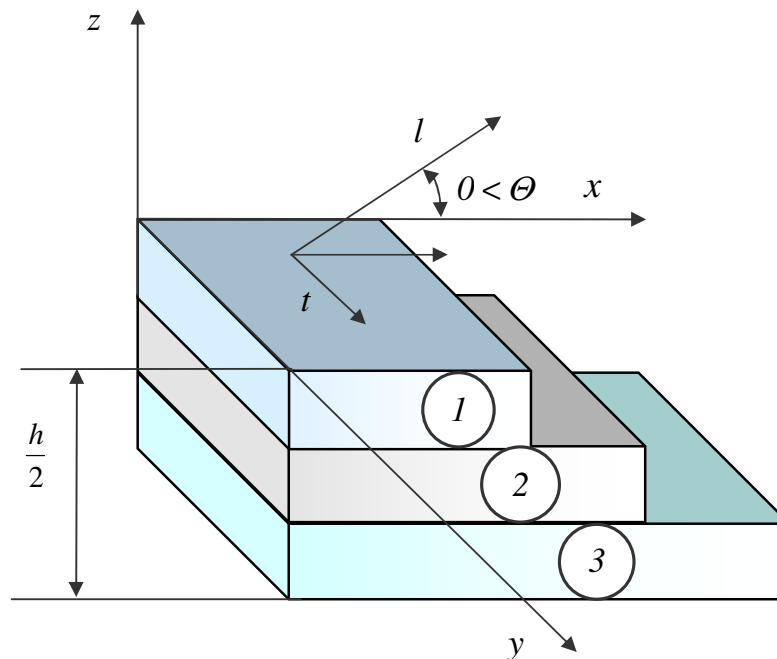


Figura 2.9. Orientarea fibrelor în materialul compozit stratificat

Analiza unei structuri cu o formă nedefinită, obținută din materiale compozite stratificate și armate cu fibre continue, necesită următoarele cinci caracteristici elastice ale unei lamine figura 2.10:

E_l – modulul de elasticitate longitudinal al laminei pe direcția fibrei (direcția axei Ol);

E_t – modulul de elasticitate al laminei pe direcție normală pe cea a fibrei (direcția axei Ot), sau modulul de elasticitate transversal;

G_{lt} – modulul de elasticitate transversal al laminei (în planul Olt);

ν_{lt} – coeficientul lui Poisson în planul Olt ;

ν_{tz} – coeficientul lui Poisson în planul Otz .

Dacă structura este realizată într-un plan stratificat, în relații sunt necesare doar patru constante elastice ale laminei: E_l , E_t , G_{lt} și ν_{lt} . Aceste caracteristici elastice sunt calculate cu ajutorul unor expresii sau sunt determinate experimental.

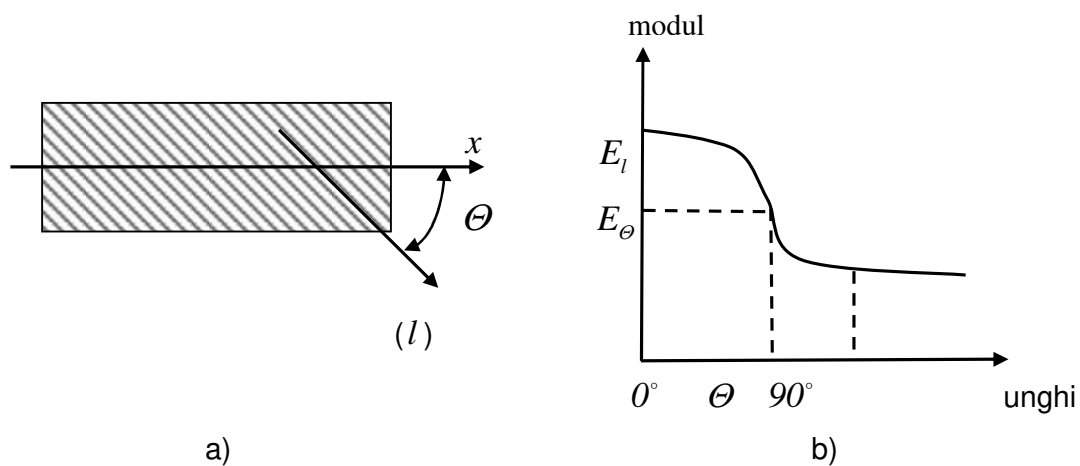


Figura 2.10. Modulul de elasticitate transversal în funcție de orientarea fibrelor
a) orientarea fibrelor; b) variația modulului de elasticitate

Parametrii fizici și mecanici ai materialului compozit pot fi estimați pornind de la parametrii fiecăruia dintre componenți (regula amestecului). Pentru o lamină se pot determina următoarele mărimi [56]:

- procentul masic al fibrelor, M_f , ca raportul dintre masa fibrelor conținute într-un volum definit de material compozit și masa totală a aceluiași volum;

- procentul masic al matricei:

$$M_m = 1 - M_f; \quad (2.3)$$

- *procentul volumic al fibrelor*, V_f , ca fiind raportul dintre volumul fibrelor conținute într-un volum definit și acel volum;

- *procentul volumic al matricei*:

$$V_m = 1 - V_f; \quad (2.4)$$

- *masa fibrelor pe unitatea de suprafață*, m_{0f} [kg/m²].

Dacă indicii f și m se referă la densitățile fibrei și ale matricei, atunci între procente volumice și masice definite există relațiile

$$V_f = \frac{\frac{M_f}{\rho_f}}{\frac{M_f}{\rho_f} + \frac{M_m}{\rho_m}}; \quad M_f = \frac{V_f \cdot \rho_f}{V_f \cdot \rho_f + V_m \cdot \rho_m} \quad (2.5)$$

- *densitatea laminei* se determină cu relația:

$$\rho = \rho_f V_f + \rho_m V_m \quad (2.6)$$

- *grosimea laminei*, e , se poate calcula folosind una din relațiile:

$$e = \frac{m_{0f}}{V_f \cdot \rho_f}; \quad e = m_{0f} \left[\frac{1}{\rho_f} + \frac{1}{\rho_m} \left(\frac{1 - M_f}{M_f} \right) \right] \quad (2.7)$$

Cu ajutorul mărimilor de mai sus, se pot calcula următoarele caracteristici elastice și mecanice ale laminei:

- *Modulul de elasticitate pe direcția fibrelor*, E_l :

$$E_l = E_f \cdot V_f + E_m \cdot V_m = E_f \cdot V_f + E_m (1 - V_f) \quad (2.8)$$

în care E_f reprezintă modulul de elasticitate al fibrei, iar E_m modulul de elasticitate al matricei.

- *Modulul de elasticitate longitudinal considerat perpendicular pe direcția fibrei*, E_t :

$$E_t = E_m \left[\frac{1}{(1 - V_f) + \frac{E_m}{E_f} \cdot V_f} \right] \quad (2.9)$$

unde E_{ft} reprezintă valoarea modulului de elasticitate al fibrei pe o direcție transversală pe direcția fibrelor.

- *Modulul de elasticitate transversal al compozitului, G_{lt} :*

$$G_{lt} = G_m \left[\frac{I}{(I - V_f) + \frac{G_m}{G_{flt}} \cdot V_f} \right] \quad (2.10)$$

în care G_m este modulul de elasticitate transversal al matricei iar G_{flt} este modulul de elasticitate transversal al fibrei.

- *Coeficientul lui Poisson:*

$$\nu_{lt} = \nu_f \cdot V_f + \nu_m \cdot V_m \quad (2.11)$$

unde ν_f și ν_m sunt coeficienții lui Poisson pentru fibre, respectiv pentru matrice.

- *Modulul de elasticitate pe o direcție oarecare x :*

$$E_x = \frac{I}{\frac{c^4}{E_l} + \frac{s^4}{E_t} + 2c^2s^2 \left(\frac{I}{2G_{lt}} - \frac{\nu_{lt}}{E_l} \right)} \quad (2.12)$$

unde $c = \cos \theta$; $s = \sin \theta$.

- *Rezistența la rupere a unei lamine pe direcția fibrei:*

$$R_{lr} = R_{fr} \left[V_f + (I - V_f) \frac{E_m}{E_f} \right] \quad (2.13)$$

unde f_r se referă la rezistența de rupere la tracțiune a fibrei.

- *Rezistența la rupere a unei lamine pe o direcție oarecare x :*

$$\sigma_{xr} = \frac{I}{\sqrt{\frac{c^4}{\sigma_{lr}^2} + \frac{s^4}{\sigma_{tr}^2} + \left(\frac{I}{\tau_{ltr}^2} - \frac{I}{\sigma_{lr}^2} \right) c^2 s^2}} \quad (2.14)$$

în care indicii lr, tr, ltr se referă la valorile tensiunilor de rupere ale laminei pe direcția fibrelor de armare, pe o direcție perpendiculară pe cea a fibrelor, respectiv ale tensiunii de rupere prin forfecare în planul Olt al laminei.

2.2.2. Tensiunile în structurile compozite stratificate

Grinzile compozite sunt compuse din mai multe tipuri de material, de exemplu, grinzi bimetalice, țevi de plastic acoperite de oțel, grinzi de lemn ranforsate cu oțel, grinzi de tip placă sandwich, grinzi de beton armat, etc. figura 2.11.

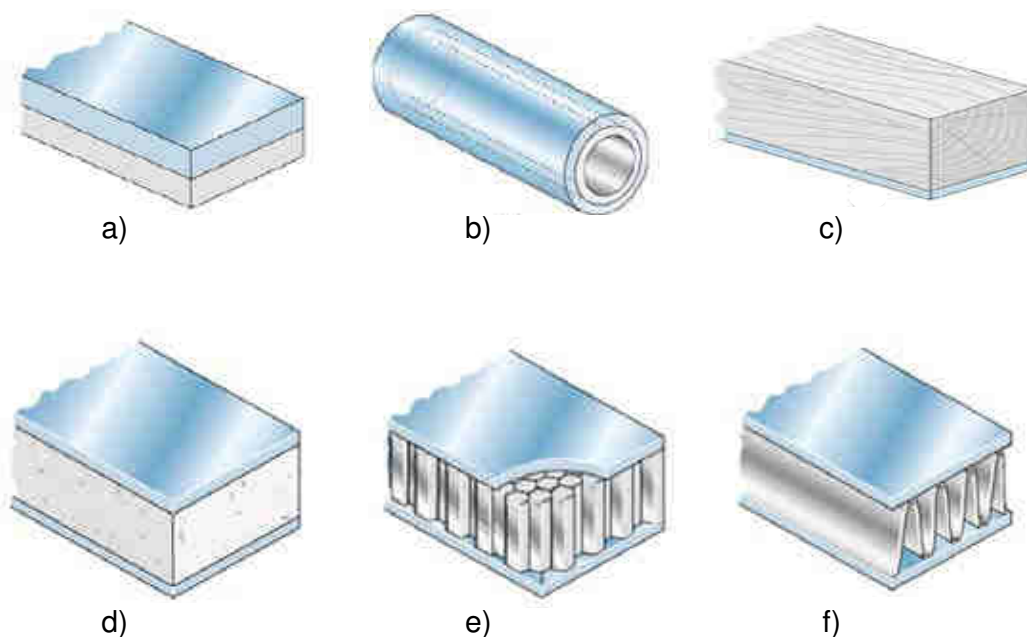


Figura 2.11. Tipuri de structuri compozite: a) grindă bimetalică;
b) țeavă alcătuită din două straturi; c) grindă de lemn ranforsată cu oțel;
d) panou sandwich cu spumă ; e) – f) panou tip fagure

Grinda de compozit poate fi analizată prin teoria de încovoiere Euler-Bernoulli, variația defectului specific ε_x fiind liniară pe grosimea secțiunii transversale, dar poziția axei neutre nu se găsește în centrul de greutate al acestei secțiuni figura 2.12.

$$\varepsilon_x = -\frac{y}{R} = -ky \quad (2.15)$$

Presupunând că materialele se comportă într-un mod liniar elastic, tensiunea normală σ_x poate fi obținută din ε_x , dacă R este raza de curbura și k curbura,

$$\sigma_x = E \cdot \varepsilon_x \quad (2.16)$$

Dacă E_1 și E_2 sunt modulele de elasticitate pentru materiale 1 și 2, și presupunând că $E_2 > E_1$, rezultă

$$\sigma_{x1} = -E_1 \cdot k \cdot y \quad , \quad \sigma_{x2} = -E_2 \cdot k \cdot y \quad (2.17)$$

Echilibrul forței pe axa x se scrie: $\sum F_x = 0$

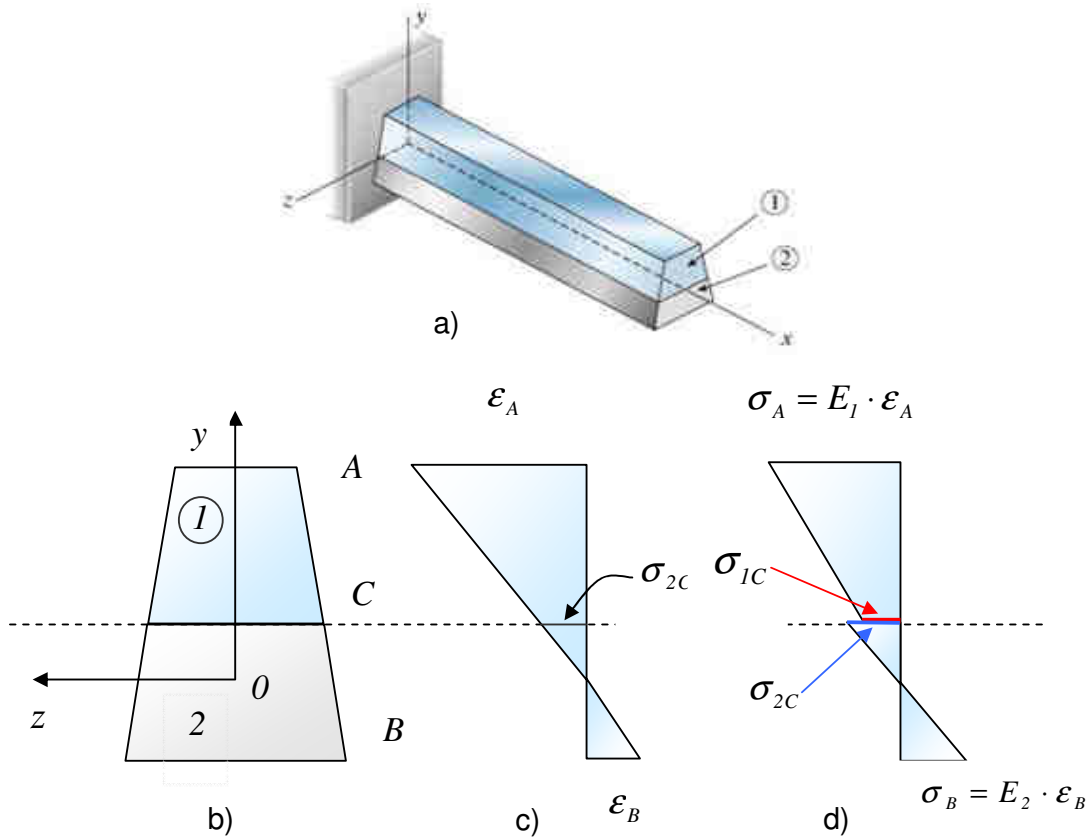


Figura 2.12. Reprezentarea tensiunilor în cazul grinzii simetrice

$$\begin{aligned} \int_1 \sigma_{x1} dA + \int_2 \sigma_{x2} dA &= 0 \\ - \int_1 E_1 \cdot k \cdot y dA + \int_2 E_2 \cdot k \cdot y dA &= 0 \\ E_1 \cdot \int_1 y \cdot dA + E_2 \cdot \int_2 y \cdot dA &= 0 \end{aligned} \quad (2.18)$$

Această ecuație poate fi folosită pentru a afla axa neutră a secțiunii transversale pentru o grindă formată din două materiale, integralele reprezentând momentul static din cele două părți ale axei neutre.

Dacă secțiunea transversală a unei grinzi este simetrică pe două direcții, axa neutră este situată la jumătatea înălțimii secțiunii transversale figura 2.13.

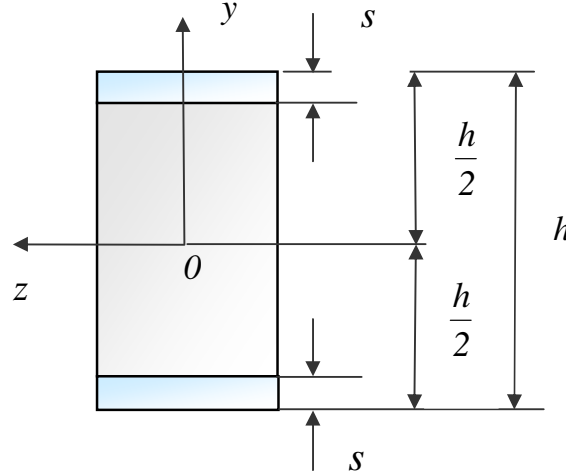


Figura 2.13. Secțiunea transversală a unei grinzi este simetrică pe două direcții

$$\begin{aligned}
 M &= -\int_A \sigma_x \cdot y dA = -\int_1 \sigma_{x1} \cdot y dA + -\int_2 \sigma_{x2} \cdot y dA \\
 &= k \cdot E_1 \cdot \int_1 y^2 dA + k \cdot E_2 \cdot \int_2 y^2 dA = k \cdot (E_1 I_1 + E_2 I_2)
 \end{aligned} \tag{2.19}$$

atunci

$$k = \frac{I}{R} = \frac{M}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \tag{2.20}$$

În cazul în care I_1 și I_2 sunt momentele de inerție față de axa neutră pentru materialele din zona 1 respectiv 2, (cu mențiunea că $I = I_1 + I_2$). această ecuație este cunoscută ca și curbură momentului, relația $E_1 I_1 + E_2 I_2$ reprezintă rigiditatea la încovoiere a grinzii compozite, tensiunile normale în grindă obținându-se:

$$\sigma_{x1} = \frac{M \cdot y \cdot E_1}{E_1 I_1 + E_2 I_2}, \quad \sigma_{x2} = -\frac{M \cdot y \cdot E_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \tag{2.21}$$

Pentru $E_1 = E_2$, relațiile de mai sus se reduc la determinarea relațiilor tensiunilor de încovoiere pentru materiale izotrope. Teoria aproximativă de încovoiere a unei grinzi sandwich ia în considerare o grindă tip sandwich dublu simetrică, caz în care fața materialului are un modul de elasticitate mult mai mare decât materialul din miez.

Dacă se presupune că modulul de elasticitate din miez E_2 este zero, atunci

$$\sigma_{x1} = -\frac{M \cdot y}{I_1}, \quad \sigma_{x2} = 0 \quad (2.22)$$

deoarece

$$I_1 = \frac{b}{12} (h^3 - h_c^3), \quad h_c = h - 2t \quad (2.23)$$

tensiunile maxime normale în grinda de tip sandwich apar în partea superioară și inferioară

$$\sigma_{sup} = -\frac{M \cdot h}{2I_1}, \quad \sigma_{inf} = \frac{M \cdot h}{2I_1} \quad (2.24)$$

2.3. Defecte ale materialelor compozite

Defectele și imperfecțiunile sunt inevitabile în structurile compozite. Astfel, sunt utilizate concepte de proiectare a structurilor compozite care să țină seama de aceste deteriorări, cum ar fi toleranța la deteriorare („Damage Tolerance”) și rezistența la deteriorare („Damage Resistance”) [5*]. Rezistența la deteriorare este în strânsă legătură cu capacitatea materialului de a diminua efectele deteriorărilor rezultate la impact, în timp ce toleranța la deteriorare se referă la capacitatea materialului de a-și păstra proprietățile în urma apariției deteriorărilor în material, proprietăți ce poartă numele de proprietăți reziduale.

Principalele defecte care apar și se dezvoltă în materialele compozite în urma solicitărilor mecanice sunt [12], [107], [108]:

- Dezlipiri la interfața fibră-matrice sau delaminări figura 2.14.



Figura. 2.14. Apariția unui defect (delaminare) într-un compozit stratificat

Dezlipiri ale fibrelor de matrice sunt printre primele defecte care apar în zona interfeței dintre cele două componente, din cauza schimbării sarcinii de încărcare de la matrice la fibră sau invers.

Delaminările reprezintă un defect important al materialelor compozite laminate și constă în separarea parțială sau totală a laminelor. Delaminările se pot forma în timpul oricărui moment din viața unei structuri: în timpul fabricației, transportului, montajului sau asamblării.

- Alungirea fibrelor/laminelor figura 2.15.

Fibrele structurii compozite sunt elementul care conferă ansamblului caracteristicile de rezistență la solicitări. Comparativ cu matricea, efortul care poate fi preluat este net superior, timp în care alungirea corespunzătoare este diminuată.

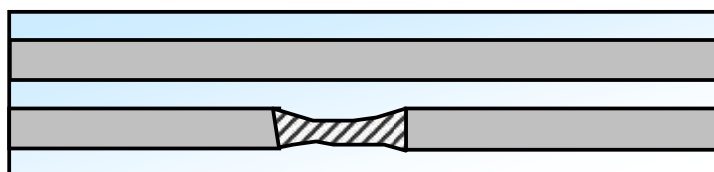


Figura. 2.15. Alungirea fibrelor în compozitul stratificat

Matricea prezintă o alungire și o reziliență la rupere mult mai ridicată, care asigură că fibrele se rup înainte ca matricea să cedeze. Trebuie însă subliniat faptul că materialul compozit este un ansamblu unitar, în care cele două faze acționează împreună, așa cum sugerează curba efort – alungire pentru compozit.

- Ruperea fibrelor/laminelor figura 2.16.

Ruperea fibrelor se produce atunci când forța aplicată materialului depășește rezistența la rupere R_f a fibrelor.

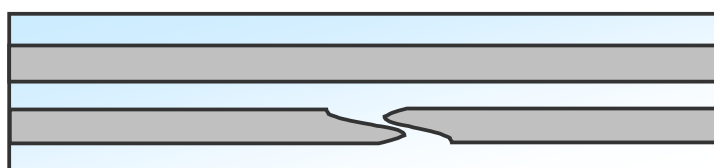


Figura. 2.16. Rupura unei fibre într-o structură stratificată

Ruperea unei fibre are efect imediat asupra fibrelor adiacente, are loc o creștere locală a tensiunii în direcția de tracțiune și o creștere a tensiunii de forfecare în fibra adiacentă. Ruperea fibrei va produce astfel o reducere a capacității de încărcare, ceea ce conduce la distrugerea totală a materialului compozit. Pentru materialele compozite armate uni-direcțional sau bi-direcțional ruperea fibrelor

se manifestă brusc, sub forma unei „explozii” care se produce în momentul distrugerii materialului.

În cele mai multe cazuri deteriorarea compozitului este localizată și blocată de către fibrele adiacente. Efectul net al acestei deteriorări localizate constă în sporirea porțiunii ineficiente a fibrelor. În cazul în care ruperile interacționează, se produc coalescențe care vor determina defecte catastrofale.

- Fisuri sau microfisuri ale matricei figura 2.17.

Fisurile matricei sunt defectele care apar cel mai frecvent în materialele compozite laminate. Acestea conduc la degradarea proprietăților termomecanice ale compozitului (incluzând modulele de elasticitate, coeficientul Poisson și coeficientii de dilatare termică) [65].

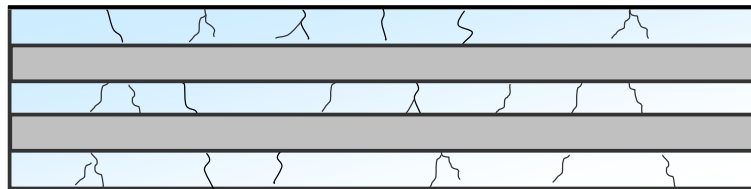


Figura. 2.17. Compozit stratificat ce prezintă fisuri în structură

Fisurarea matricei oferă de asemenea posibilitatea lichidelor, să pătrundă în interiorul materialului, ceea ce conduce la diminuarea performanțelor de utilizare ale structurilor din material compozit [58], [8]. Fisurile sunt însoțite sau urmate de desprinderi la interfața fibră-matrice și ruperi ale fibrelor. Analiza tensiunilor și a mecanismelor de cedare a unor compozite de acest tip asigură predicția rezistenței la tracțiune longitudinală în funcție de parametrii geometrici și de material.

2.4. Concluzii

Analiza literaturii de specialitate permite identificarea unor categorii de compozite concepute pentru a satisface unele nevoi speciale în diverse domenii, cum ar fi aeronautica, ingineria civilă, ingineria mecanică, chimie etc. Acestea se referă în special la raportul favorabil rezistență mecanică – greutate, dar și la rezistența bună la coroziune sau abraziune. În ceea ce privește descrierea compor-

tamentului mecanic al elementelor fabricate din materiale compozite se pot evidenția numeroase abordări, cu grad mai ridicat sau mai scăzut de complexitate și/sau generalitate. În prezenta teză de doctorat se tratează cazul materialelor stratificate din perspectiva identificării defectelor transversale și stabilirea cu precizie a poziției și severității acestora. Pentru aceasta au fost identificate mărimile fizice și mecanice necesare a fi cunoscute în procesul de control nedistructiv pe baza analizei răspunsului dinamic la excitații singulare. În capitolele următoare sunt prezentate modul de identificare a mărimilor fizice pe cale analitică, și experimentală și stabilită o metodă de control nedistructiv care face legătura între modificările geometriei elementului și răspunsul în frecvență.

Capitolul 3

Studiul parametric al grinzilor stratificate fără defecte

3.1. Determinarea relațiilor simplificate pentru modul de elasticitate longitudinal

Structurile alcătuite din două fețe rigide, separate printr-un miez ușor sunt cunoscute ca grinzi/panouri stratificate. Structurile stratificate sunt o clasă specială în rândul materialelor compozite, fiind fabricate prin atașarea unor fețe subțiri pe miez ușor, cu grosime și rigiditate suficient de ridicată. Fețele sunt de obicei confecționate din aluminiu sau oțel, iar miezul din material cu densitate scăzută cum ar fi spuma, distribuția spațială a componentelor conferind proprietățile mecanice și fizice (uneori și chimice) dorite. Această construcție asigură compozitului stratificat o rigiditate la încovoiere mare în raport cu greutatea.

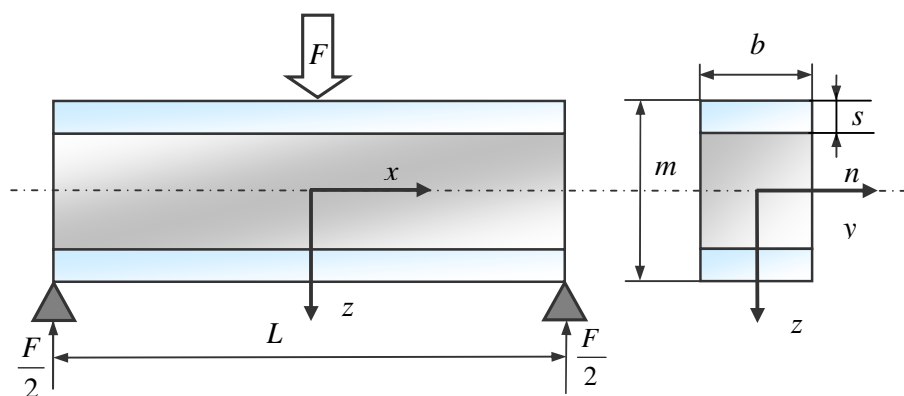


Figura 3.1. Grindă compozit stratificat uniformă, cu două fețe identice perfect lipite de un miez gros de spumă, încărcată în 3 puncte de îndoire

Determinarea expresiilor analitice ale rigidității și verificarea relațiilor obținute pentru grinzi compozite stratificate date este importantă pentru cunoașterea rezistenței la solicitări statice și definirea comportamentului dinamic. În figura 3.1 se prezintă o metodă experimentală standardizată pentru identificarea rigidității la încovoiere.

În prezenta teză se analizează grinzile stratificate cu 3 straturi cu tipuri diferite de miez, la care variază modulul de elasticitate longitudinal și coeficientul lui Poisson, influențând astfel rigiditatea miezului și a întregii structuri. Se analizează și un compozit cu 5 straturi, cele exterioare și cel central din oțel, având intercalate miez ușor și relativ rigid, așa cum este prezentat în figura 3.2.b).

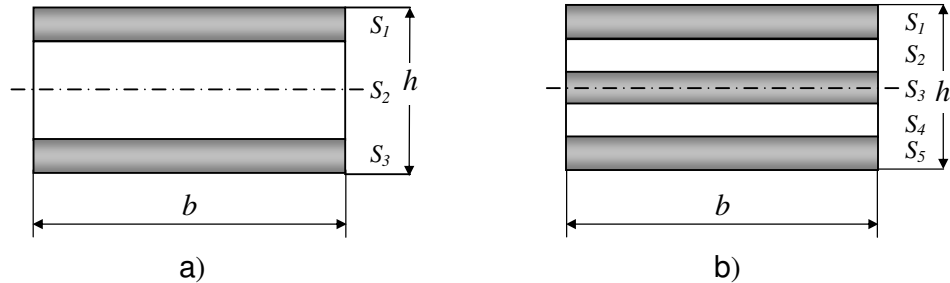


Figura 3.2. Grinzi compozit stratificat cu 3 respectiv 5 straturi

Se analizează în cazul a) o grindă sandwich alcătuită din 3 straturi, fixată la capătul din stânga și liberă la capătul din dreapta, cu lungime L , lățime b și înălțime h , compusă în partea exterioară din două table din oțel ce cuprind un miez de PVC. Parametrii materialului pentru grinzile analizate sunt: densitatea ρ_{OL} ; modul de elasticitate longitudinală E_{OL} pentru suprafețele din oțel, iar pentru miezul din PVC densitate masei ρ_{PVC} și modul de elasticitate longitudinală E_{PVC} .

Pentru grinzi stratificate, frecvențele naturale ale modurilor de încovoiere pot fi determinate, dacă este folosită o expresie corespunzătoare a rigidității EI . Grinda are înălțimea totală de $5mm$ și cele 3 straturi sunt definite după cum urmează:

- straturile exterioare 1 și 5 sunt din oțel (OL) de grosime $s_1 = s_5 = 1mm$;
- stratul central 3 este realizat din PVC, are grosimea $s_3 = 3s = 3mm$; configurarea fiind prezentată în figura 3.2.a.

Pentru acest compozit, rigiditatea straturilor individuale este derivată, în concordanță cu Teorema lui Steriner pentru axe paralele, astfel cum:

$$EI_{1,5} = E_{OL} \left[\frac{bs_{1,5}^3}{12} + d_{1,5}^2 (bs_{1,5}) \right] = E_{OL} \left[\frac{bs^3}{12} + 4bs^3 \right] \quad (3.1)$$

$$EI_3 = \frac{Ebs_3^3}{12} = \frac{27Ebs^3}{12} = \frac{9Ebs^3}{4} \quad (3.2)$$

unde, $d_{1,5}$ este distanța de la centrul de greutate al straturilor exterioare (1 și 5) la axa neutră, $d_1 = d_5 = 2s$.

Rigiditatea la încovoiere a întregii structuri este:

$$\begin{aligned} EI_{comp} &= 2EI_1 + EI_3 = E_{OL} \left[2 \frac{bs^3}{12} + 8bs^3 \right] + E_{PVC} \left[9 \frac{bs^3}{4} \right] = \\ &= (8,167E_{OL} + 2,25E_{PVC}) \cdot bs^3 \end{aligned} \quad (3.3)$$

Masa unei fețe de oțel (OL) este:

$$m_{OL} = \rho_{OL} AL = \rho_{OL} bsL \quad (3.4)$$

iar greutatea miezului este

$$m_{PVC} = \rho_{PVC} AL_c = \rho_{PVC} bsL \quad (3.5)$$

prin urmare, masa grinzii compozit cu 3 straturi este dată de relația:

$$m_{comp} = 2\rho_{OL} bsL + \rho_{PVC} b3sL \quad (3.6)$$

sau masa distribuită pentru grinda compozit cu 3 straturi este:

$$\hat{m}_{comp} = (2\rho_{OL} + 3\rho_{PVC}) \cdot bs \quad (3.7)$$

Pentru grinda cu 5 straturi înălțimea totală este de asemenea de 5mm, straturile fiind definite după cum urmează:

- straturile exterioare 1 și 5 sunt realizate din oțel (OL) de grosime $s_1 = s_5 = 1mm$;
- straturile intermediare 2 și 4 sunt din PVC, cu grosimea $s_3 = s_4 = 1mm$;
- stratul central 3 este, de asemenea, din oțel și are grosimea $s_3 = 1mm$; configurarea fiind prezentată în figura 3.2b.

Pentru acest compozit, rigiditatea straturilor individuale este derivată, în concordanță cu teorema axelor paralele, astfel cum:

$$EI_{1,5} = E_{OL} \left[\frac{bs_{1,5}^3}{12} + d_{1,5}^2 (bs_{1,5}) \right] = E_{OL} \left[\frac{bs^3}{12} + 4bs^3 \right] \quad (3.8)$$

$$EI_{2,4} = E_{PVC} \left[\frac{bs_{2,4}^3}{12} + d_{2,4}^2 (bs_{2,4}) \right] = E_{PVC} \left[\frac{bs^3}{12} + bs^3 \right] \quad (3.9)$$

$$EI_3 = \frac{Ebs_3^3}{12} = \frac{Ebs^3}{12} \quad (3.10)$$

unde, $d_{1,5}$ este distanța de la centrul de greutate al straturilor exterioare (1 și 5) cu axa neutră și $d_{2,4}$ distanța față de centrul de greutate al straturilor 2 și 4 la axa neutră. Deoarece toate straturile au aceeași grosime, și distanțele dintre centrul de greutate și axa neutre sunt $d_1 = d_5 = 2s$ și $d_2 = d_4 = s$, rigiditatea la încovoire a grinzii compozit cu 5 straturi este:

$$EI_{comp} = 2EI_1 + 2EI_2 + EI_3 = E_{OL} \left[3 \frac{bs^3}{12} + 8bs^3 \right] + E_{PVC} \left[2 \frac{bs^3}{12} + 2bs^3 \right] = \quad (3.11)$$

$$= (8,25E_{OL} + 2,167E_{PVC}) \cdot bs^3$$

Masa structurii compozite cu 5 straturi, va avea expresia:

$$m_{comp} = 3\rho_{OL}bsL + 2\rho_{PVC}bsL = (3\rho_{OL} + 2\rho_{PVC})bsL \quad (3.12)$$

iar masa distribuită a structurii compozite cu 5 straturi este:

$$\hat{m}_{comp} = (3\rho_{OL} + 2\rho_{PVC})bs \quad (3.13)$$

În continuare se determină deformarea grinzii δ la capătul liber sub acțiunea greutății proprii. Aceasta va indica capacitatea grinzii de a acumula energie potențială.

Pentru determinarea deplasării (săgeții) pentru grinda stratificată se aplică metoda Mohr-Maxwell, procedeul de integrare Veresceaghin. Geometria grinzii este prezentată în figura 3.3.

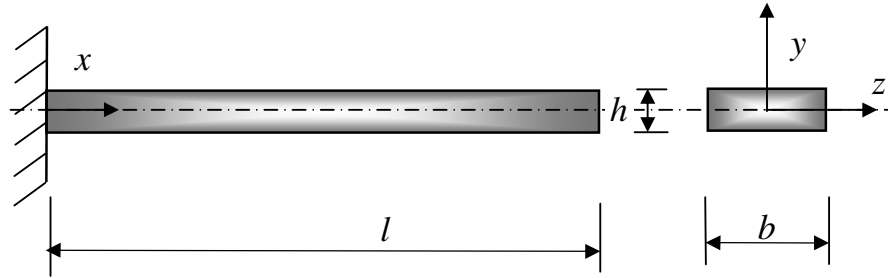


Figura 3.3. Geometria grinzii încastate la un capăt și liber la celălalt

Calculul deplasării se va face pentru grinda fără încărcări exterioare [66]. Greutatea proprie a grinzii va fi luată în calcul ca și forța distribuită p .

Dacă se consideră un element al grinzii de lungime dx , greutatea acestui element este:

$$G_x = m_x \cdot g \quad (3.14)$$

unde m_x este masa elementului grinzii; g reprezintă accelerația gravitațională

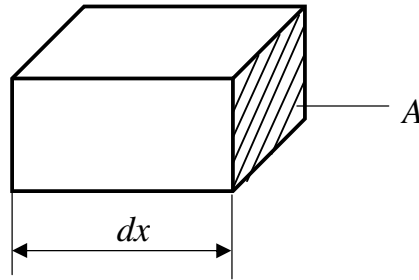


Figura 3.4. Element al grinzii

Introducând în calcul masa exprimată sub forma:

$$m_x = \rho \cdot A \cdot dx \quad (3.15)$$

se obține

$$G_x = \rho \cdot g \cdot A \cdot dx \quad (3.16)$$

unde ρ este densitatea materialului iar A reprezintă aria secțiunii transversale (fig.3.4). Forța distribuită p va fi:

$$p = \frac{G_x}{dx} = \rho \cdot g \cdot A \quad [N/mm] \quad (3.17)$$

Grinda analizată este încastrată la unul din capete, celălalt este liber (modul de rezemare analizat este încastrat-liber), secțiunea este considerată constantă, El este constant indiferent de numărul de straturi ale grinzii.

Procedeul Veresceaghin presupune trasarea diagramei momentului încovoietor pentru grinda cu forțele inițiale (forța distribuită). Legea de variație a momentului este:

$$M_{I2} = - p \cdot \frac{x^2}{2} \quad (3.18)$$

Valorile limită vor fi:

$$M_I = M_{I2/x=0} = 0 \quad (3.19)$$

$$M_2 = M_{I2/x=l} = -\frac{p \cdot l^2}{2} \quad (3.20)$$

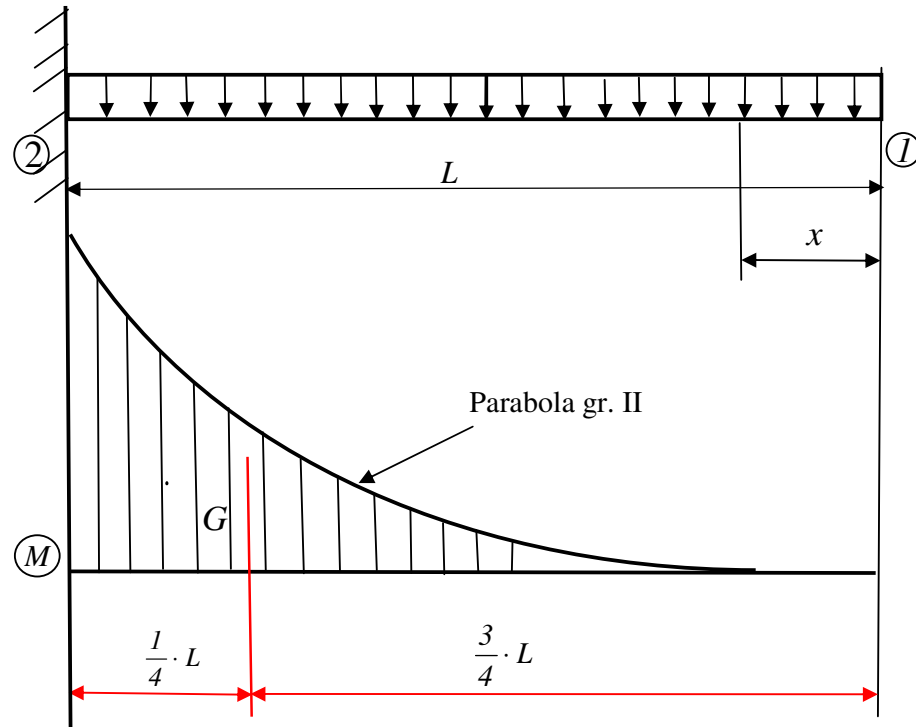


Figura 3.5. Încărcarea grinzii cu sarcină distribuită și repartiția momentului încovoietor

Expresia momentului încovoietor corespunzătoare grinzii încărcată cu o forță concentrată unitară, aplicată în punctul în care se dorește calculul săgeții este:

$$m_{12} = -\bar{I} \cdot x \quad (3.21)$$

Valorile limită sunt:

$$m_1 = m_{12/x=0} = 0 \quad (3.22)$$

$$m_2 = m_{12/x=L} = -\bar{I} \cdot L \quad (3.23)$$

Diagrama acestui moment este prezentată în figura 3.6.

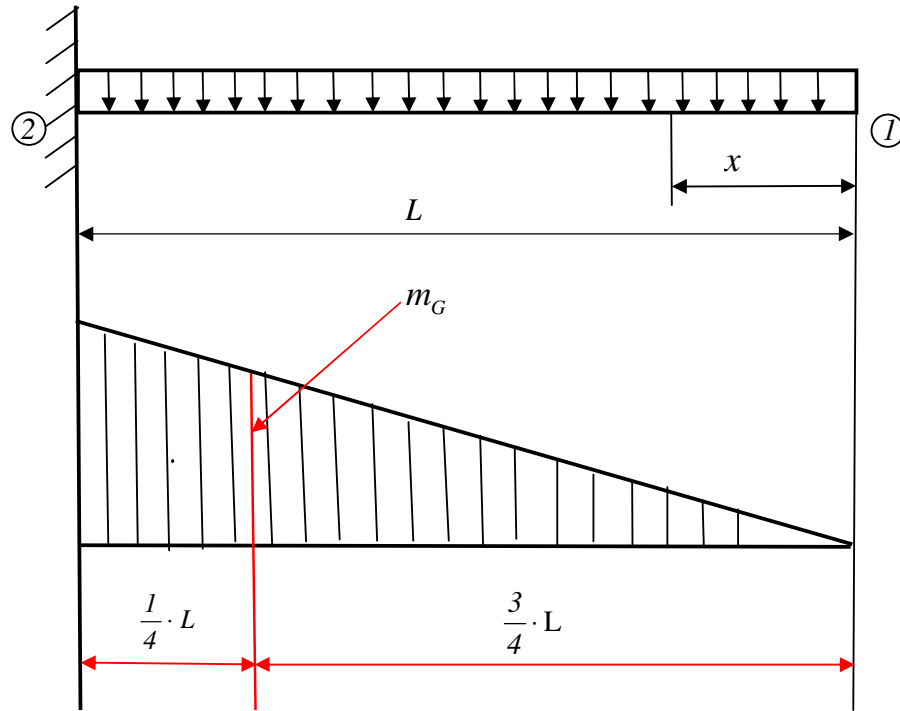


Figura 3.6. Diagrama momentului încovoietor

Deplasarea punctului 1 este dată de expresia:

$$\delta_1 = \frac{1}{EI_z} \sum (A_M \cdot m_G) \quad (3.24)$$

unde: E este modulul de elasticitate longitudinal;

I_z reprezintă momentul de inerție axial în raport cu axa z ;

$$I_z = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (3.25)$$

A_M este aria/ariile diagramei M figura 3.4 determinate de intervalele grinzii;

m_g sunt valorile din diagrama m figura 3.6 corespunzătoare centrelor de greutate ale ariilor A_M .

Pentru cazul calculat avem un singur interval de calcul. Aria A_M este:

$$A_M = \frac{1}{3} \cdot L \cdot \left(\frac{-p \cdot L^2}{2} \right) = \frac{-p \cdot L^3}{6} \quad (3.26)$$

Această arie are centrul de greutate la $L/4$ de baza și la $3L/4$ de vârful ariei delimitate de parabola figura 3.5. Poziției centrului de greutate din diagrama M îi corespunde o valoare m_g în diagrama m figura 3.6.

Din asemănarea triunghiurilor se observă că:

$$\frac{m_G}{-1} \cdot \frac{1}{L} = \frac{\frac{3}{4} \cdot L}{L} \Rightarrow m_G = -\frac{3}{4} \cdot L \cdot \bar{1} \quad (3.27)$$

Deplasarea este:

$$\delta = \frac{1}{EI_z} \cdot \left(\frac{-\rho \cdot L^3}{6} \right) \cdot \left(-\frac{3}{4} \cdot L \cdot \bar{1} \right) \quad (3.28)$$

$$\delta = \frac{p \cdot L^4}{8EI_z} \quad (3.29)$$

Sau introducând expresia forței distribuite p din relația (3.15), rezultă deplasarea ca fiind

$$\delta = \frac{\rho \cdot g \cdot A \cdot L^4}{8EI_z} \quad (3.30)$$

Pentru grinda compozit rezultă deformarea grinzii δ la capătul liber sub acțiunea greutății proprii este:

$$EI_{eq} = \frac{\rho \cdot g \cdot A \cdot L^4}{8\delta} \quad (3.31)$$

Aceasta este o formă de exprimare a energiei înmagazinate în grindă; cu cât rigiditatea e mai mare, deci săgeata mai mică, cu atât mai multă energie este acumulată în grindă.

3.2. Vibrații transversale ale grinzii compozite

Materialele compozite formate din doi sau mai mulți constituenți cu proprietăți fizice și/sau chimice total diferite, separate și identificabile distinctiv în interiorul structurii. Problemele legate de structurile de tip sandwich, pentru sarcinile statice și dinamice în diferite medii, sunt studiate de la mijlocul secolului trecut. Principalele încercări sunt axate pe încovoiere și flambare [19], [20], [22] design optim, rezistență la șoc și comportament vibrațional, cu identificarea frecvențelor naturale și/sau parametrilor elastici ale grinzilor compozit stratificate.

Pentru a determina ecuația de mișcare a unei grinzi de secțiune constantă rectangulară, având un element de lungime dx , putem scrie energia potențială E_p dată de încovoiere, are forma:

$$E_p = \frac{1}{2} \int_0^L EI \cdot \left(\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2} \right)^2 \cdot dx \quad (3.32)$$

iar energia cinetică E_c este de forma:

$$E_c = \frac{1}{2} \int_0^L \rho A \cdot \left(\frac{\partial w(x,t)}{\partial t} \right)^2 \cdot dx \quad (3.33)$$

unde E este modulul de elasticitate longitudinal, I este momentul de inerție al secțiunii, $w(x,t)$ este deformarea transversală, L este lungimea barei, ρ este densitatea barei, iar A este aria secțiunii transversale.

Modelul Euler-Bernoulli ține cont de energia de deformare ca urmare a încovoirii și energia cinetică datorată deplasării laterale. Teoria grinzii Euler-Bernoulli, uneori numită „Teoria clasică a grinzii”, este cea mai frecvent utilizată, pentru că este simplă și oferă aproximări tehnice rezonabile pentru multe probleme. Cu toate acestea, modelul Euler-Bernoulli are tendința de a supraestima puțin frecvențele naturale. Această problemă este mai acută pentru frecvențele naturale ale modurilor superioare. De asemenea, predicția este mai bună pentru grinzi subțiri decât grinzi groase.

Utilizând principiul lui Hamilton, în cazul vibrației libere a unei grinzi compozit ecuația de mișcare pentru modelul Euler-Bernoulli poate fi scrisă sub forma:

$$\rho A \cdot \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} + EI \cdot \frac{\partial^4 w(x,t)}{\partial x^4} = 0 \quad (3.34)$$

unde E este modulul de elasticitate longitudinal; I este momentul de inerție al secțiunii transversale a grinzii; A este aria secțiunii transversale; ρ reprezintă densitatea materialului barei; w este deplasarea pe verticală a axei neutre; x reprezintă variabila pe direcție axială; t este variabila timp. Forța normală distribuită pe fibra medie este considerată nulă.

Teoria grinzii Rayleigh prevede o îmbunătățire minimă a teoriei lui Euler-Bernoulli prin includerea efectului de rotație a secțiunii transversale. Ca rezultat se corectează parțial supraevaluarea frecvențelor naturale în modelul Euler-Bernoulli. Cu toate acestea, frecvențele naturale sunt supraestimate.

Dacă se ține cont și de energia cinetică E_{C-R} datorită rotației care este:

$$E_{C-R} = \frac{1}{2} \int_0^L \rho I \cdot \left(\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t \partial x} \right)^2 \cdot dx \quad (3.35)$$

Se obține ecuația de mișcare pentru modelul Rayleigh

$$\rho A \cdot \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} + EI \cdot \frac{\partial^4 w(x,t)}{\partial x^4} - \rho I \cdot \frac{\partial^4 w(x,t)}{\partial x^2 \partial t^2} = 0 \quad (3.36)$$

Modelul Shear (model ce ține cont de forța tăietoare) adaugă distorsiuni de forfecare la modelul Euler-Bernoulli. Trebuie menționat faptul că acest lucru este diferit de modelul original de forfecare care include doar distorsionarea la forfecare și inerția de rotație sau grinda simplu tăietoare care include numai distorsiuni de forfecare și deplasări laterale. Nici forfecarea originală, nici modelul simplu de forfecare nu au scopul de a obține un model îmbunătățit al modelului Euler-Bernoulli deoarece ambele exclud factorul cel mai important, efectul de îndoire. Prin adăugarea de distorsiuni la forfecare a grinzii Euler-Bernoulli, estimarea frecvențelor naturale se îmbunătățește semnificativ. Ecuația de mișcare pentru bară, ținând cont și de forța tăietoare, se scrie cu două variabile independente.

Folosind principiul lui Hamilton putem scrie ecuația de mișcare pentru modelul Shear:

$$\begin{cases} \rho A \cdot \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} - k' GA \cdot \left(\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial \alpha(x,t)}{\partial x} \right) = 0 \\ EI \frac{\partial^2 \alpha(x,t)}{\partial x^2} + k' GA \cdot \left(\frac{\partial w(x,t)}{\partial x} - \alpha(x,t) \right) = 0 \end{cases} \quad (3.37)$$

unde G este modulul de elasticitate transversal, α reprezintă unghiul de rotație transversal al secțiunii datorită momentului de încovoire iar k' este un coeficient numit factorul de forfecare ce depinde de forma secțiunii. Acest factor, pentru o secțiune rectangulară, este dat de relația:

$$k' = \frac{10(1+\mu)}{12+11\mu} \quad (3.38)$$

Timoshenko a propus o teorie pentru grinda la care adaugă efectul de forfecare efectului de rotație a grinzii Euler-Bernoulli. Modelul Timoshenko este o îmbunătățire majoră pentru grinzi groase și pentru răspunsuri de înaltă frecvență în cazul în care efectele forfecării sau rotației nu sunt neglijabile. Un parametru important al teoriei Timoshenko este coeficientul de formă, care este dependent de

coeficientul lui Poisson și de frecvențele vibrației. În acest caz, ecuația de mișcare pentru modelul Timoshenko se prezintă sub forma:

$$\begin{cases} \rho A \cdot \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} - k' GA \cdot \left(\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial \alpha(x,t)}{\partial x} \right) = 0 \\ \rho I \frac{\partial^2 \alpha(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \alpha(x,t)}{\partial x^2} - k' GA \cdot \left(\frac{\partial w(x,t)}{\partial x} - \alpha(x,t) \right) = 0 \end{cases} \quad (3.39)$$

Cele patru teorii de mișcare ale grinzilor compozit sunt bazate, prin urmare, pe ipoteze comune dar fiecare teorie introduce și elemente particulare.

Revenind la teoria Euler-Bernoulli, prin folosirea relațiilor (3.34) și (3.35), ecuația de mișcare pentru o grindă Euler-Bernoulli stratificată compusă din n straturi, neglijând efectul de amortizare și de rotație, este dat de:

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{\hat{m}_{eq}}{(EI)_{eq}} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.40)$$

sau, considerând rigiditatea echivalentă dată în relația (3.3) și masa liniară dată în relația (3.7) se obține pentru grinda compozit cu 3 straturi:

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{(2\rho_{OL} + \rho_{PVC}) \cdot b \cdot s \cdot L}{(8.167E_{OL} + 2.25E_{PVC}) \cdot b \cdot s^3} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.41)$$

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{(2\rho_{OL} + \rho_{PVC}) \cdot L}{(8.167E_{OL} + 2.25E_{PVC}) \cdot s^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.42)$$

Similar vom înlocui rigiditatea echivalentă dată de relația (3.11) cât și masa liniară dată de relația (3.13) în ecuația de mișcare pentru grinda compozit Euler-Bernoulli cu 5 straturi, obținând

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{(3\rho_{OL} + 2\rho_{PVC}) \cdot b \cdot s \cdot L}{(8.25E_{OL} + 2.167E_{PVC}) \cdot b \cdot s^3} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.43)$$

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{(3\rho_{OL} + 2\rho_{PVC}) \cdot L}{(8.25E_{OL} + 2.167E_{PVC}) \cdot s^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.44)$$

Considerând că deplasarea verticală w depinde de distanța x și timpul t , iar evoluția în timp este armonică, w devine:

$$w = \phi(x) \cdot T(t) = \phi \cdot \sin \omega t \quad (3.45)$$

După derivarea relației (3.25) și înlocuire în relația (3.24), se obține:

$$\phi^{IV} - \frac{\hat{m}_{eq} \omega^2}{(EI)_{eq}} \phi = 0 \quad (3.46)$$

cu soluția

$$\phi = C_1 \sin \alpha x + C_2 \cos \alpha x + C_3 \sinh \alpha x + C_4 \cosh \alpha x \quad (3.47)$$

unde am notat: $\frac{\hat{m}_{eq} \omega^2}{(EI)_{eq}} = \alpha^4$

Cele patru constante de integrare C_1, C_2, C_3, C_4 , se determină din condițiile inițiale la limită. După trei derivări, se obține sistemul

$$\begin{cases} \phi = C_1 \sin \alpha x + C_2 \cos \alpha x + C_3 \sinh \alpha x + C_4 \cosh \alpha x \\ \phi' = \alpha(C_1 \cos \alpha x - C_2 \sin \alpha x + C_3 \cosh \alpha x + C_4 \sinh \alpha x) \\ \phi'' = \alpha^2(-C_1 \sin \alpha x - C_2 \cos \alpha x + C_3 \sinh \alpha x + C_4 \cosh \alpha x) \\ \phi''' = \alpha^3(-C_1 \cos \alpha x + C_2 \sin \alpha x + C_3 \cosh \alpha x + C_4 \sinh \alpha x) \end{cases} \quad (3.49)$$

Având în vedere această soluție și primele trei derivate (de exemplu, deplasarea, rotația, momentul de încovoiere și forța de acțiune), și punând limita corespunzătoare condițiilor pentru grinda tip sandwich în consolă ($\phi(0) = \phi'(0) = 0$ la capătul fix și $\phi''(L) = \phi'''(L) = 0$ la capătul liber), se obține ecuația caracteristică:

$$1 + \cos \lambda \cdot \cosh \lambda = 0 \quad (3.50)$$

cu exprimat $\lambda = \alpha \cdot L$.

Rezolvând ecuația (3.50), se obțin valorile λ_i pentru grinda Euler-Bernoulli încastrată la un capăt și liberă la celălalt capăt pentru i moduri de vibrație. Acestea sunt identice cu cele obținute pentru grinda din material izotrop și sunt indicate în tabelul 3.1.

Tabel 3.1. Valorile lui λ_i pentru grinda Euler-Bernoulli

Modul i	λ_i	Modul i	λ_i
1.	1,8751	5.	14,1371
2.	4,6940	6.	17,2787
3.	7,8547	7.	20,4203
4.	10,9955	8.	23,5619

Din relația (3.48) cu $\omega = 2\pi f$ se pot calcula frecvențele proprii pentru grinda încastrată la un capăt, pentru cele i moduri de vibrație.

Multiplicând expresia α^4 cu L^4 și substituind valorile λ_i , rezultă calculele analitice ale frecvențelor unghiulare, și în consecință frecvențele proprii ale grinzii nedeteriorate în consolă în formă concentrată sau explicit.

Pentru grinda compozit cu 3 straturi rezultă frecvența:

$$f_i = \frac{(\alpha_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{(8.167E_{OL} + 2.25E_{PVC}) \cdot b \cdot s^3}{(2\rho_{OL} + 3\rho_{PVC}) \cdot b \cdot s \cdot L^4}} \quad (3.51)$$

Iar pentru grinda din 5 straturi vom obține frecvența

$$f_i = \frac{(\alpha_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{(8.25E_{OL} + 2.167E_{PVC}) \cdot b \cdot s^3}{(3\rho_{OL} + 2\rho_{PVC}) \cdot b \cdot s \cdot L^4}} \quad (3.52)$$

Înlocuind acum valoarea lui λ_i în prima relație din sistemul (3.47) se obțin formele modale, iar din a treia relație din sistemul menționat se obține curburile formelor modale, adică distribuția energiei modale ce se poate acumula în grindă.

Se pot calcula frecvențele în funcție de săgeată dacă înlocuim $(EI)_{eq}$ cu valoarea din relația (3.31) și obținem:

$$f_i = \frac{(\alpha_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{EI_{eq}}{\rho AL^4}} = \frac{(\alpha_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{\frac{\rho \cdot g \cdot A \cdot L^4}{8\delta}}{\rho AL^4}} = \frac{(\alpha_i L)^2}{2\pi} \sqrt{\frac{g}{8\delta}} \quad (3.53)$$

3.3. Analiza numerică prin metoda FEM

Gradul înalt de complexitate al metodelor analitice, cât mai ales imposibilitatea aplicării acestor metode pentru o varietate mare de structuri, au determinat cercetătorii să încerce soluționarea problemelor legate de calcul al structurilor din materiale compozite cu ajutorul metodelor numerice, înlăturând astfel necesitatea scrierii și rezolvării unor ecuații complexe cu derivate parțiale ce caracterizează materialele compozite[70].

În acest sens, deducerea matricei de rigiditate a unui element finit pentru analiza structurilor compozite se poate face în mai multe moduri, alegerea metodei și a teoriei matematice adecvate depinzând de mai mulți factori:

- nivelul la care se dorește a fi efectuată analiza (global sau local - laminar);
- precizia soluțiilor;

- complexitatea structurii;
- tipul solicitărilor.

Metodele experimentale utilizate în analiza structurilor realizate din materiale compozite stratificate și armate cu fibre sunt atât metodele clasice, cât și metode moderne, specifice materialelor compozite.

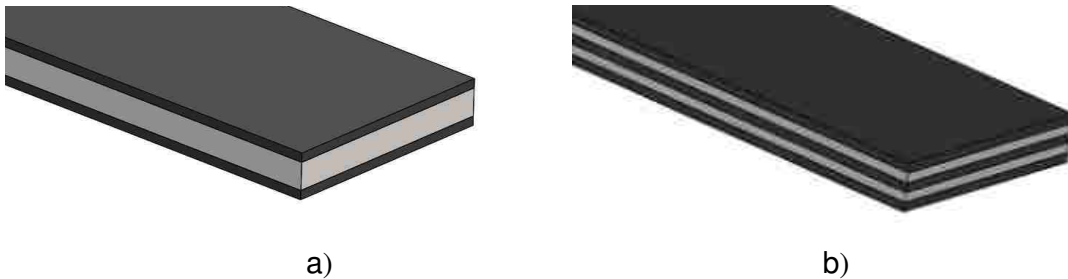


Figura 3.7. Reprezentarea 3D a grinzilor compozit stratificate cu 3 respectiv 5 straturi

Pentru a stabili precizia și credibilitatea rezultatelor și pentru a exemplifica modul de calcul al frecvențelor se consideră două grinzi compozit stratificate ca cele descrise în figura 3.2, grinda compozit cu 3 straturi este alcătuită din două straturi exterioare din oțel cu grosimea de 1 mm și un miez din PVC a cărui grosime este de 3 mm , iar grinda cu 5 straturi este compusă din 3 straturi de oțel grosimea de 1 mm alternate de 2 straturi de PVC cu grosimea de 1 mm . Reprezentarea 3D a grinzilor este realizată în figura 3.7, iar proprietățile fizice și mecanice ale grinzilor sunt prezentate în tabelul 3.2.

Grinzile prezintă pentru suprafețele de oțel modulul de elasticitate longitudinal $E_{OL}=2,06 \cdot 10^{11}\text{ N/m}^2$ și densitatea $\rho_{OL}=7850\text{ kg/m}^3$, iar PVC-ul rigid are modulul de elasticitate longitudinal $E_{PVC}=2,41 \cdot 10^9\text{ N/m}^2$ și densitatea $\rho_{PVC}=1300\text{ kg/m}^3$. Fiecare strat are lungimea $L = 1\text{ m}$, iar secțiunea transversală dreptunghiulară cu dimensiunile: $b = 20\text{ mm}$ și înălțimea $h = 5\text{ mm}$.

Discretizarea modelelor 3D s-a făcut cu elemente tetraedrale cu dimensiunea medie a elementului finit de 2 mm . În figura 3.8 este prezentată discretizarea modelelor de grinzi cu 3 respectiv 5 straturi, și modul acestora de încastrare.

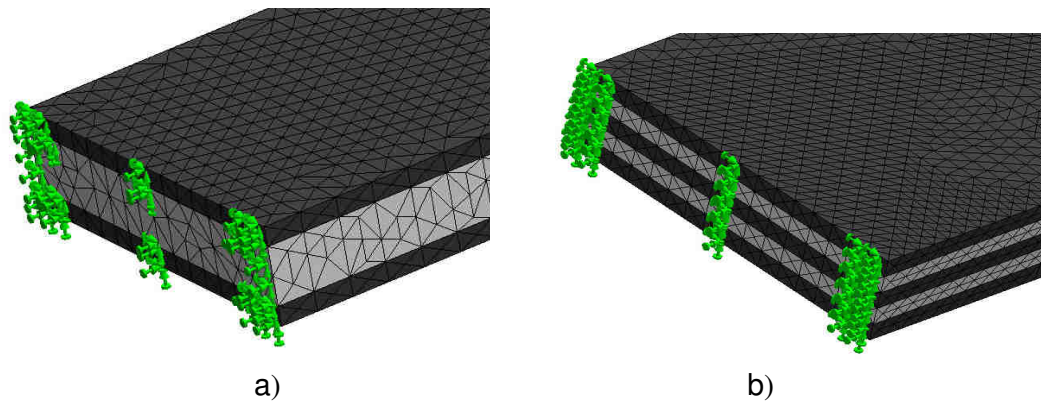


Figura 3.8. Grinzi compozit stratificate fără defect cu
3 respectiv 5 straturi discretizate

După crearea geometriei grinzilor compozit stratificate, crearea studiului de tip frecvență și alegerea materialului, se vor parcurge încă 4 etape, și anume [47, 48, 49, 53, 78] aplicarea de constrângeri, discretizarea în elemente finite (mesh), calculul de analiză modală și vizualizarea rezultatelor.

În tabelul 3.2 sunt prezentate proprietăți mecanice și fizice ale materialelor ce intră în structura grinzilor compozit, respectiv oțelul și PVC rigid.

Tabelul 3.2. Proprietățile mecanice și fizice ale grinzilor compozit

Proprietatea	U.M.	Valoarea
Densitate oțel	kg/m ³	7850
Masa oțel	kg	0,157
Volum oțel	m ³	2e-005
Modul de elasticitate longitudinal oțel	N/m ²	2e+011
Coeficientul lui Poisson oțel	-	0,3
Rezistență la întindere oțel	N/m ²	6,3e+008
Rezistență la tracțiune oțel	N/m ²	5,2e+008
Densitate PVC	kg/m ³	1300
Masa PVC	kg	0,026
Volum PVC	m ³	2e-005
Modul de elasticitate longitudinal PVC	N/m ²	2,41e+009
Coeficientul lui Poisson PVC	-	0,385
Rezistență la tracțiune PVC	N/m ²	4,07e+007

Pentru grinda compozit cu 5 straturi a fost utilizată o discretizare (mesh) fără defect, a cărei caracteristici sunt prezentate în tabelul 3.3.

Tabelul 3.3. Informații discretizare

Tip discretizării	Solid Mesh
Mesh Utilizat:	Curvature based mesh
Puncte Jacobiene	29 Points
Mărimea maximă a elementului	0.916951 mm
Mărimea minimă a elementului	0.916951 mm
Calitatea discretizării	High
Număr total de noduri	1507459
Număr total de elemente	1031042

Pentru straturile de PVC au fost luate în considerare 7 cazuri pentru modulul de elasticitate longitudinal (PVC1-7) din primul caz este PVC Rigid din biblioteca *SolidWorks*. Rigiditatea pentru aceste cazuri descrește cu un ordin de mărime, conform tabelelor 3.8...3.11. Pentru coeficientul lui Poisson au fost alese 4 variante, respectiv PVC11 până la PVC14, conform tabelului 3.5.

Tabelul 3.4. Caracteristici mecanice utilizate pentru FEM
- modul de elasticitate longitudinal

FEM – 3,5 straturi							
	PVC1	PVC2	PVC3	PVC4	PVC5	PVC6	PVC7
E_{PVC}	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$

Tabelul 3.5. Caracteristici mecanice utilizate pentru FEM
- coeficientul lui Poisson

FEM – 3,5 straturi				
	PVC11	PVC12	PVC13	PVC14
μ_{PVC}	0,3625	0,3825	0,4025	0,4225

Metoda numerică aleasă pentru analiza modală este metoda elementului finit (FEM) folosind programul *SolidWorks*. Modelarea geometrică a grinzilor analizate a fost făcută în modulul CAD al aceluiași program. Pentru obținerea frecvențelor proprii s-a folosit modulul de analiză modală.

3.3.1. Analiza frecvențelor prin metoda elementului finit

Determinarea frecvențelor proprii ale grinzilor compozit stratificate fără defect s-a realizat folosind modulul Simulation din programul SolidWorks. Pentru calculul frecvenței proprii se parcurg următoarele etape [66]:

- Crearea geometriei grinzilor compozit stratificate cu și fără defect în programul SolidWorks;
- Activare modul simulare;
- Creare studiu de simulare de tip frecvență și denumire studiu
- Discretizare în elemente finite (mesh) și calcul analiză;
- Vizualizare rezultate.

Au fost determinate frecvențele proprii de vibrație atât pentru grinzile compozit cu 3 straturi cât și pentru grinzile compozit cu 5 straturi. În fig.3.9 se prezintă șase moduri de vibrație obținute prin simularea cu element finit, pentru grinzi compozit stratificate cu 5 straturi fără defect, cu tipul de rezemare încastrat-liber.

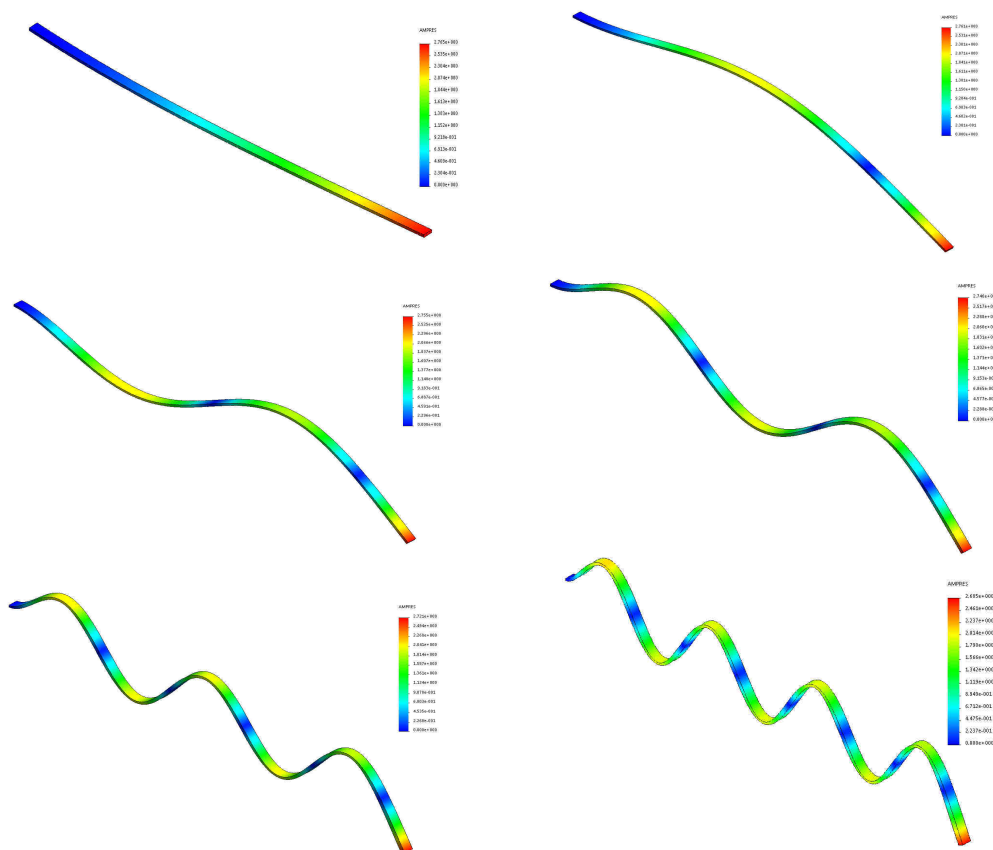


Figura 3.9. Primele 6 moduri de vibrație pentru grinda compozit cu 5 straturi încas-trată la un capăt și liber la celălalt, obținute prin modelare cu teoria Euler-Bernoulli

În urma calculelor utilizând relațiile (3.51) și (3.52), pentru frecvențele grinzii de oțel și respectiv ale celei de compozit, au fost obținute valorile frecvențelor f_i pentru cea mai ridicată valoare a modului de elasticitate longitudinală a PVC. Valorile acestor frecvențe sunt prezentate comparativ cu grinda de oțel sunt prezentate în tabelele 3.6 și 3.7.

Tabel 3.6. Valorile frecvențelor f_i în cazul modului de elasticitate longitudinal $E=2,41 \cdot 10^9$ pentru grinda cu 3 straturi comparativ cu bara de oțel

Modul	GRINDA-3 straturi			
i	OL	OL-PVC Analitic 3 straturi	OL	OL-PVC FEM 3 straturi
f_1	4,0764	5,1162	4,0812	5,1159
f_2	25,5485	32,0653	25,5734	31,9109
f_3	71,5438	89,7928	71,5946	88,6849
f_4	140,2003	175,9619	140,2656	171,9323
f_5	231,7363	290,8464	231,8045	280,3838

Se observă că frecvența barei de oțel este mai mică decât frecvența barei compozit, indiferent de numărul de straturi, deoarece la rigidități asemănătoare, bara stratificată are masa mai mică în comparație cu cea de oțel.

Tabel 3.7. Valorile frecvențelor f_i în cazul modului de elasticitate longitudinal $E=2,41 \cdot 10^9$ pentru grinda cu 5 straturi comparativ cu bara de oțel

Modul	GRINDA-5 straturi			
i	OL	OL-PVC Analitic 5 straturi	OL	OL-PVC FEM 5 straturi
f_1	4,0764	4,4515	4,0812	4,4528
f_2	25,5485	27,8996	25,5734	27,8183
f_3	71,5438	78,1276	71,5946	77,5029
f_4	140,2003	153,1023	140,2656	150,7820
f_5	231,7363	253,0619	231,8045	246,9683

În tabelele 3.8, 3.9 respectiv 3.10, 3.11 sunt prezentate valorile frecvențelor f_i determinate atât prin metode analitice cât și cu ajutorul metodei elementului finit (FEM). S-au utilizat diferite valori ale modului de elasticitate longitudinal al

straturilor de PVC, pornind de la o valoare ridicată a rigidității către un minim al acesteia, pentru ambele tipuri de grinzi compozite cu 3 respectiv 5 straturi.

Tabel 3.8. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic funcție de valorile
modulului de elasticitate longitudinal E pentru grinda cu 3 straturi

ANALITIC – 3 straturi							
	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$
f_1	5,1162	5,1086	5,1078	5,1077	5,1077	5,1077	5,1077
f_2	32,0653	32,0175	32,0127	32,0122	32,0122	32,0122	32,0122
f_3	89,7928	89,6590	89,6456	89,6442	89,6441	89,6441	89,6441
f_4	175,9619	175,6997	175,6734	175,6708	175,6705	175,6705	175,6705
f_5	290,8464	290,4130	290,3696	290,3653	290,3648	290,3648	290,3648

Tabel 3.9. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM pentru valorile
modulului de elasticitate longitudinal E în cazul grinzii cu 3 straturi

FEM – 3 straturi							
	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$
f_1	5,1159	5,0730	4,7646	3,3204	1,6146	0,8965	0,7513
f_2	31,9109	30,4498	22,7203	14,5949	14,4948	13,0055	12,8423
f_3	88,6849	80,1643	50,3967	23,5702	14,5956	14,5944	14,5828
f_4	171,9323	99,4977	79,6879	55,0216	43,1648	41,7141	41,5059
f_5	257,1796	220,9853	110,5549	76,0522	67,0524	65,9107	61,8755

Tabel 3.10. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic funcție de valorile
modulului de elasticitate longitudinal E pentru grinda cu 5 straturi

ANALITIC – 5 straturi							
	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$
f_1	4,4515	4,4452	4,4446	4,4445	4,4445	4,4445	4,4447
f_2	27,8996	27,8600	27,8560	27,8556	27,8556	27,8996	27,8555
f_3	78,1276	78,0166	78,0055	78,0044	78,0043	78,1276	78,0043
f_4	153,1023	152,8848	152,8630	152,8609	152,8607	153,1023	152,8607
f_5	253,0619	252,7024	252,6664	252,6629	252,6625	253,062	252,6625

Tabel 3.11. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM pentru valorile
modulului de elasticitate longitudinal E în cazul grinzii cu 5 straturi

FEM – 5 straturi							
	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$
f_1	4,4528	4,4260	4,2423	3,2267	1,6843	0,9483	0,7949
f_2	27,8183	26,9438	21,6539	15,4761	15,3583	13,7896	13,6183
f_3	77,5029	72,2645	49,7939	24,6680	15,4761	15,4760	15,4752
f_4	150,7820	105,7874	80,8069	58,1787	45,7645	44,2350	44,0747
f_5	246,9683	207,5710	113,8027	80,5265	71,6762	70,9723	65,8341

Valorile obținute pentru frecvențele fiecărui mod de vibrație determinate prin metoda elementului finit precum și cele calculate analitic pentru grinzile compozit cu 3 respectiv 5 straturi sunt prezentate grafic în figura 3.10.

Analizând figura 3.10 se observă că în toate cazurile prezentate, atât pentru grinzile compozit cu 3 straturi cât și pentru grinzile cu 5 straturi, valoarea frecvențelor în cazul analitic nu variază funcție de modulul de elasticitate longitudinal. În schimb, frecvențele determinate prin metoda elementului finit tind către o valoare minimă pentru modulul lui de elasticitate longitudinal E .

Comparând rezultatele obținute prin metoda elementului finit cu cele analitice așa cum se observă în figura 3.9, atât în cazul grinzilor compozit cu 3 straturi cât și pentru cele cu 5 straturi, se constată că valorile frecvențelor obținute prin metoda analitică variază puțin descrescător decât cele obținute cu FEM. Diferențele se datorează ipotezelor considerate în calculul analitic, metodei de rezolvare sau caracteristicilor materialului. Se observă ca rezultatele obținute sunt relativ similare, pentru toate modurile analizate, diferențele datorându-se fie metodelor diferite de investigare (analitice sau numerice) sau utilizării anumitor ipoteze de calcul, fie introducerii anumitor valori ai parametrilor considerați (E , ρ , variantelor structurale).

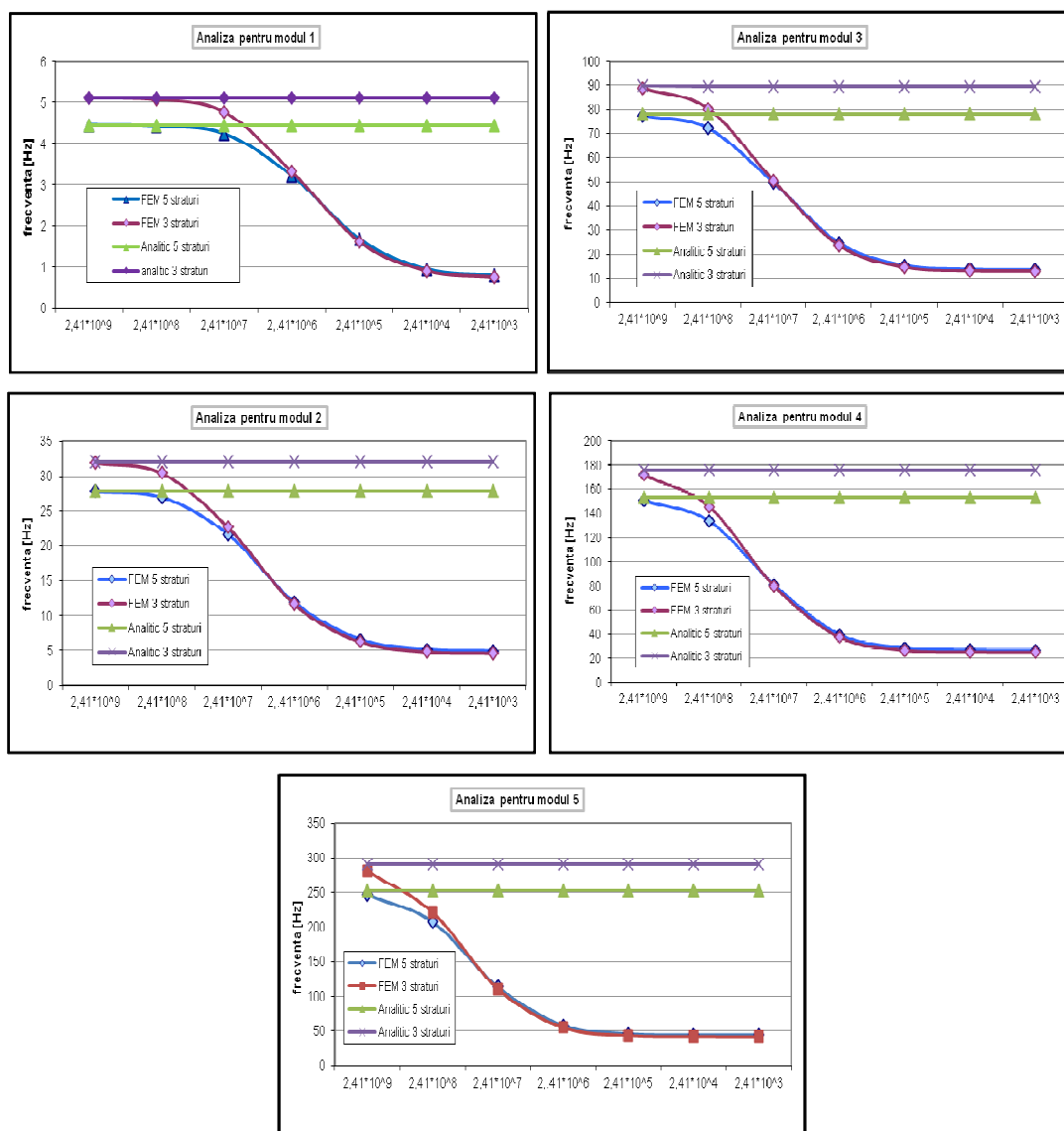


Figura 3.10. Analizarea frecvențelor pentru fiecare mod de vibrație

Indiferent de variația frecvențelor pentru aceste grinzi compozit stratificate, apariția vibrațiilor nu induce o modificare a geometriei inițiale a acestor grinzi, modificări care ar putea conduce ulterior și la modificări ale frecvențelor proprii.

Din rezultatele obținute pentru grinda Euler-Bernoulli fără defect putem trasa diagramele frecvențelor funcție de modulul de elasticitate longitudinal al grinzii, diagrame prezentate în figura 3.11 pentru grinda cu 3 straturi, respectiv figura 3.12 pentru grinda cu 5 straturi.

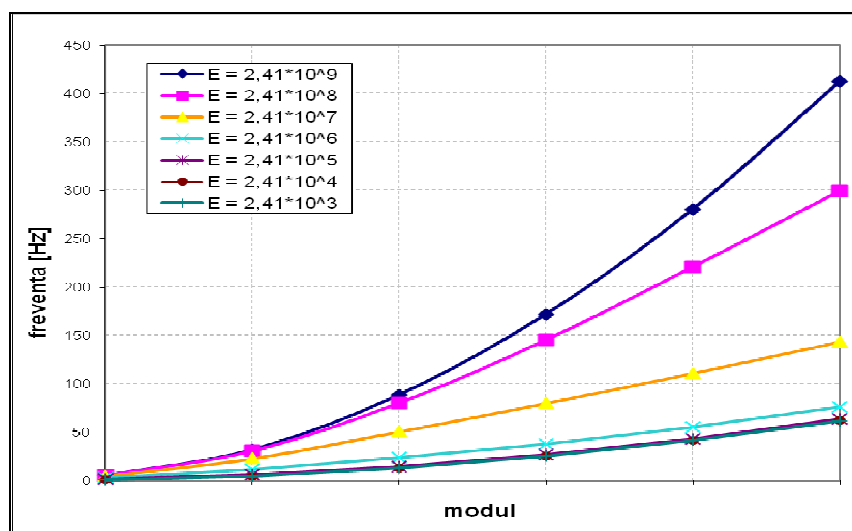


Figura 3.11. Valorile frecvențelor proprii f_i funcție de modulul de elasticitate longitudinal E_i pentru grinda cu 3 straturi

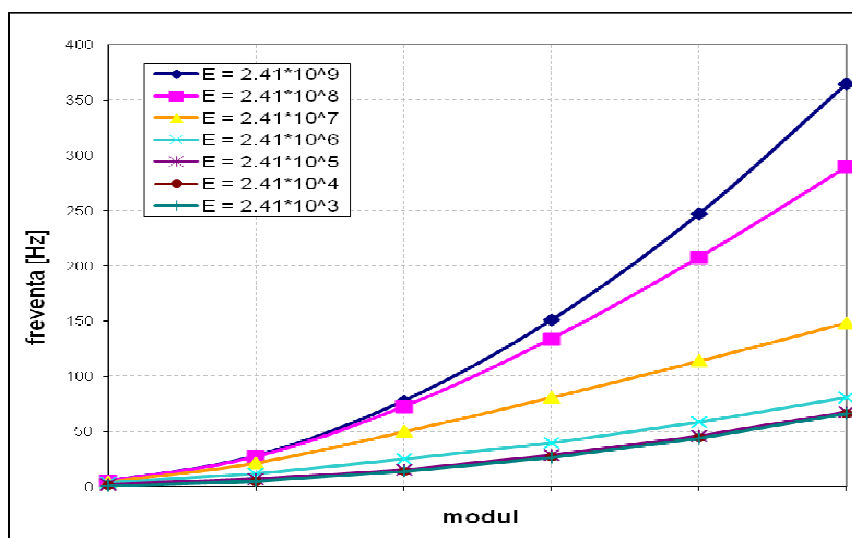


Figura 3.12. Valorile frecvențelor proprii f_i funcție de modulul de elasticitate longitudinal E_i pentru grinda cu 5 straturi

Comportarea grinzii compozit cu 5 straturi este mai apropiată de cea a grinzii simple de oțel, datorită rigidității mai ridicate și restrângerii posibilității de lunecare între straturi. Astfel, se constată că efectul masei pentru grinzile compozit stratificate este mai important decât efectul dat de rigiditate, chiar dacă rigiditatea scade pentru straturile din mijloc din PVC. Faptul că masa scade semnificativ influențează în mod hotărâtor frecvența.

În urma determinării frecvențelor proprii cu FEM vor putea fi calculate frecvențele normalizate, care se obțin prin împărțirea frecvențelor proprii respective la cea mai mare valoare a frecvenței pentru modul respectiv. Astfel, s-au obținut valorile prezentate în tabelele următoare:

Tabel 3.12. Valorile frecvențelor normalizate pentru grinda cu 3 straturi

Grinda cu 3 straturi							
	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$
f_1	1,0000169	0,9916	0,9313	0,6490	0,3156	0,1752	0,7949
f_2	1,0000285	0,9542	0,7120	0,3655	0,1949	0,1500	13,6183
f_3	1,0000009	0,9039	0,5682	0,2657	0,1634	0,1466	15,4752
f_4	1,0000005	0,8456	0,4634	0,2183	0,1557	0,1471	44,0747
f_5	1,0000384	0,7881	0,3943	0,1963	0,1535	0,1487	65,8311

Tabel 3.13. Valorile frecvențelor normalizate pentru grinda cu 5 straturi

Grinda cu 5 straturi							
	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$	$2,41 \cdot 10^4$	$2,41 \cdot 10^3$
f_1	1,0001988	0,9941	0,9529	0,7247	0,3783	0,2130	0,7949
f_2	1,0000131	0,9685	0,7784	0,4277	0,2357	0,1824	13,618
f_3	1,0000008	0,9324	0,6424	0,3182	0,1981	0,1779	15,475
f_4	1,0000133	0,8877	0,5359	0,2624	0,1882	0,1779	44,074
f_5	1,0000014	0,8404	0,4607	0,2355	0,1853	0,1791	65,834

În urma calculelor efectuate au rezultat valori ale frecvențelor normalizate apropiate de cele unitare pentru grinzile cu rigiditatea cea mai ridicată. Ele se diminuează gradual până la grinzile cu rigiditatea cea mai scăzută, caz în care aceste rezultate nu necesită a fi luate în calcul.

Figurile 3.13 și 3.14 sunt ilustrarea grafică a frecvențelor normalizate pe tipul de stratificat prezentate în tabelele 3.8 și 3.9.

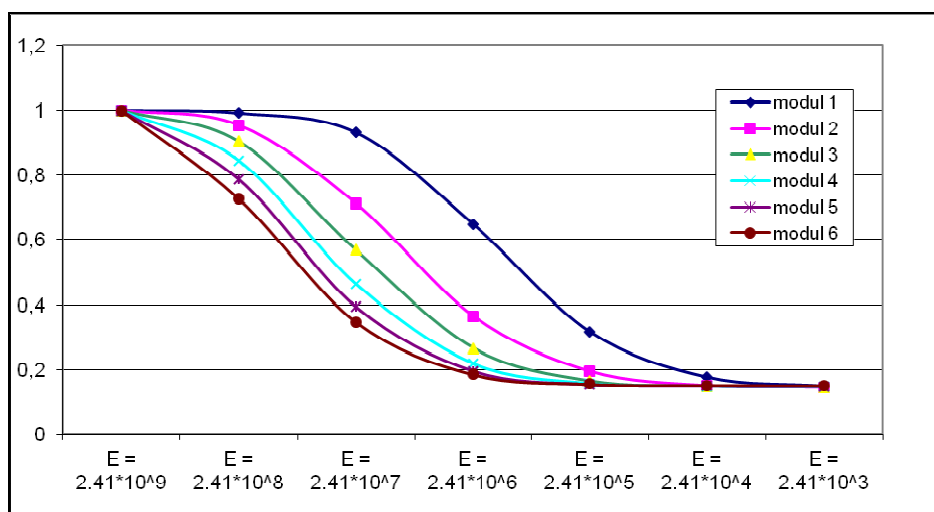


Figura 3.13. Frecvențele normalizate determinate pentru grinda cu 3 straturi

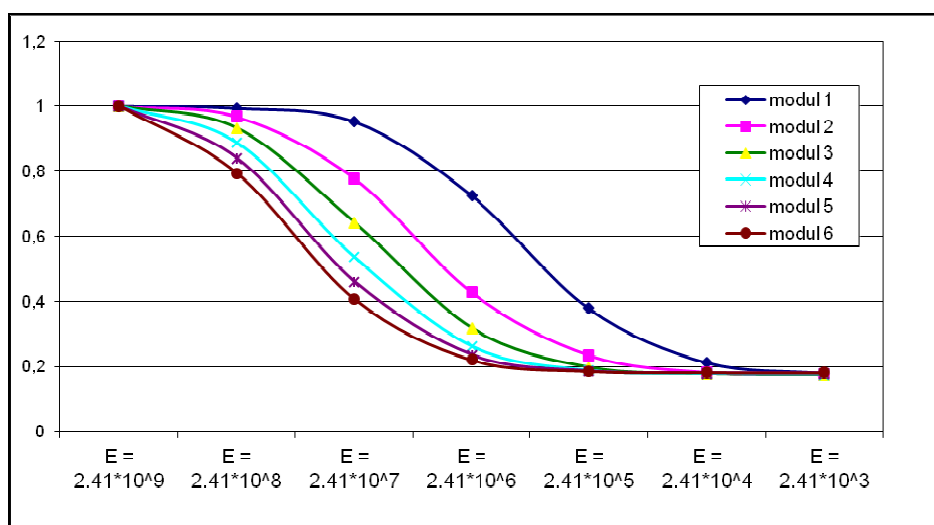


Figura 3.14. Frecvențele normalizate determinate pentru grinda cu 5 straturi

Se observă că pentru frecvențele normalizate ale modului 3 și modulului de elasticitate longitudinal $E = 2,41 \cdot 10^7$, în cazul grinzii compozit cu 3 straturi, valoarea frecvenței normalizate este mai mică de 0,6 comparativ cu grinda cu 5 straturi unde acesta are o valoare mai mare de 0,6.

Atât pentru grinda compozit cu 3 straturi cât și pentru cea cu 5 straturi se observă că la frecvențele determinate până la o rigiditate $E = 2,41 \cdot 10^8$ apare fenomenul de lunecare între straturi, ceea ce determină o scădere a rigidității care duce implicit la diminuarea cantității de energie înmagazinată.

Lunecarea, asimilabilă cu apariția defectului și evidențiată în diagramele 3.12 și 3.13, prezintă în ambele tipuri de grinzi compozit, poate apare și pentru un PVC cu o rigiditate mai redusă.

Concluzionăm în acest caz că efectul modificării modulului de elasticitate longitudinal este mai important în cazul unui miez compact din PVC, care permite o lunecare specifică mai mare, deci asigură o rigiditate mai mică și implicit o acumulare de energie mai mică.

Tabel 3.14. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM pentru valorile coeficientului lui Poisson ν pentru grinzi cu 3 respectiv 5 straturi

	Grinda cu 3 straturi				Grinda cu 5 straturi			
	PVC11	PVC12	PVC13	PVC14	PVC11	PVC12	PVC13	PVC14
ν	0,3625	0,3825	0,4025	0,4225	0,3625	0,3825	0,4025	0,4225
f_1	5,1160	5,1159	5,1159	5,1159	4,4526	4,4528	4,4526	4,4527
f_2	31,9132	31,9109	31,9086	31,9064	27,8184	27,8183	27,8159	27,8148
f_3	88,7006	88,6849	88,6695	88,6542	77,5085	77,5029	77,491	77,4825
f_4	171,987	171,932	171,877	171,822	150,808	150,782	150,744	150,713
f_5	280,525	280,383	280,243	280,104	247,044	246,968	246,879	246,797
f_6	412,412	412,118	411,826	411,536	365,017	364,858	364,667	364,494

Analizând efectul modificării coeficientului Poisson în limitele întâlnite în cazuri reale, am constatat că nu se modifică substanțial frecvențele indiferent de tipul de grindă stratificată. Rezultatele obținute pentru cazurile PVC11 – PVC14 sunt prezentate în tabelul 3.14 pentru grinda compozit cu 3 respectiv 5 straturi. În figurile 3.15 și 3.16 aceste valori sunt indicate în forma grafică.

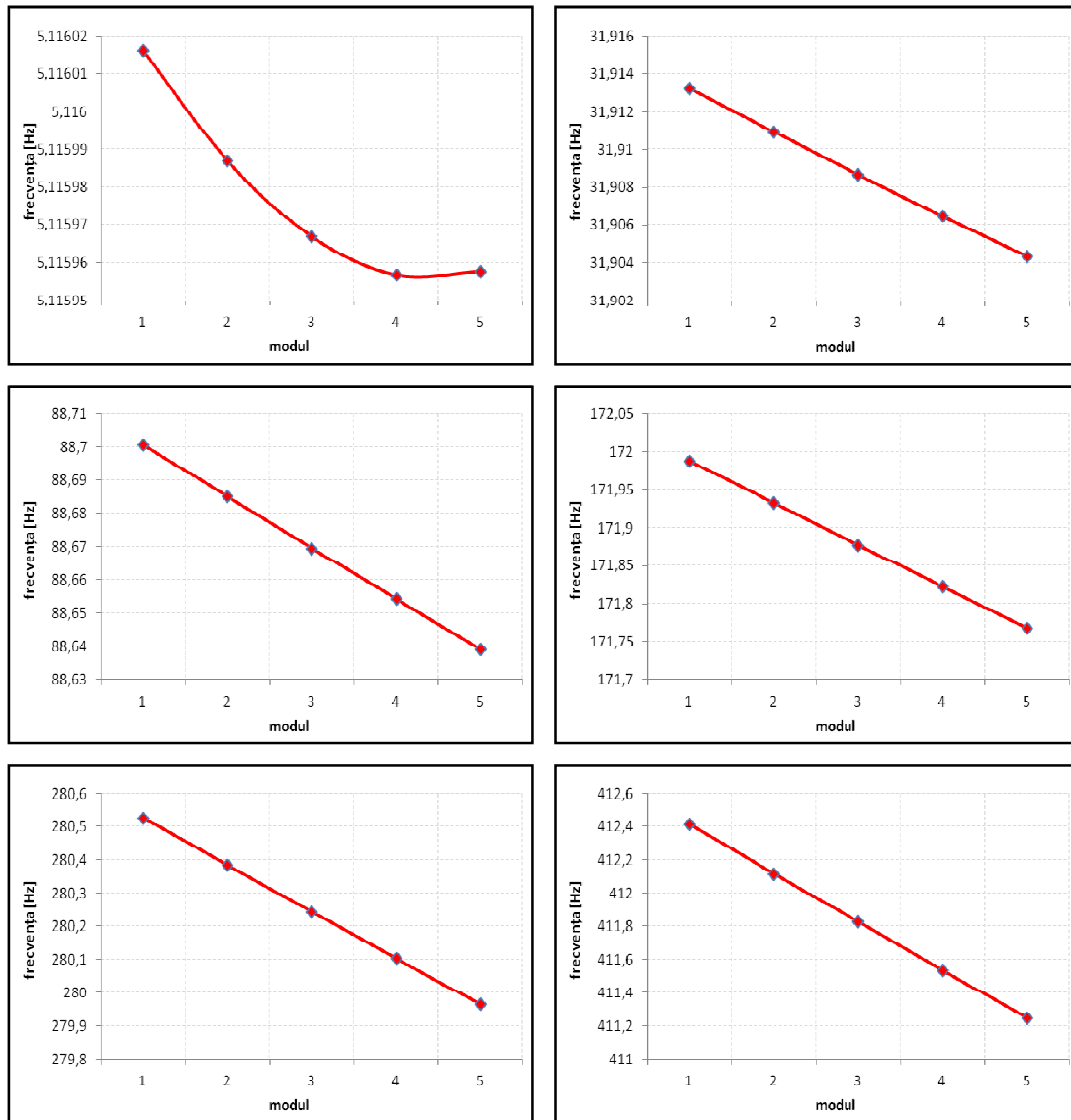


Figura 3.15. Analizarea frecvențelor pentru fiecare mod de vibrație funcție de coeficientul lui Poisson pentru grinda compozit cu 3 straturi

Se observă din imaginile de mai sus, pentru grinda compozit cu 3 straturi, că exceptând modul 1 de vibrație, în celelalte moduri frecvența variază liniar și identic, variația acestor valori fiind nesemnificativă.

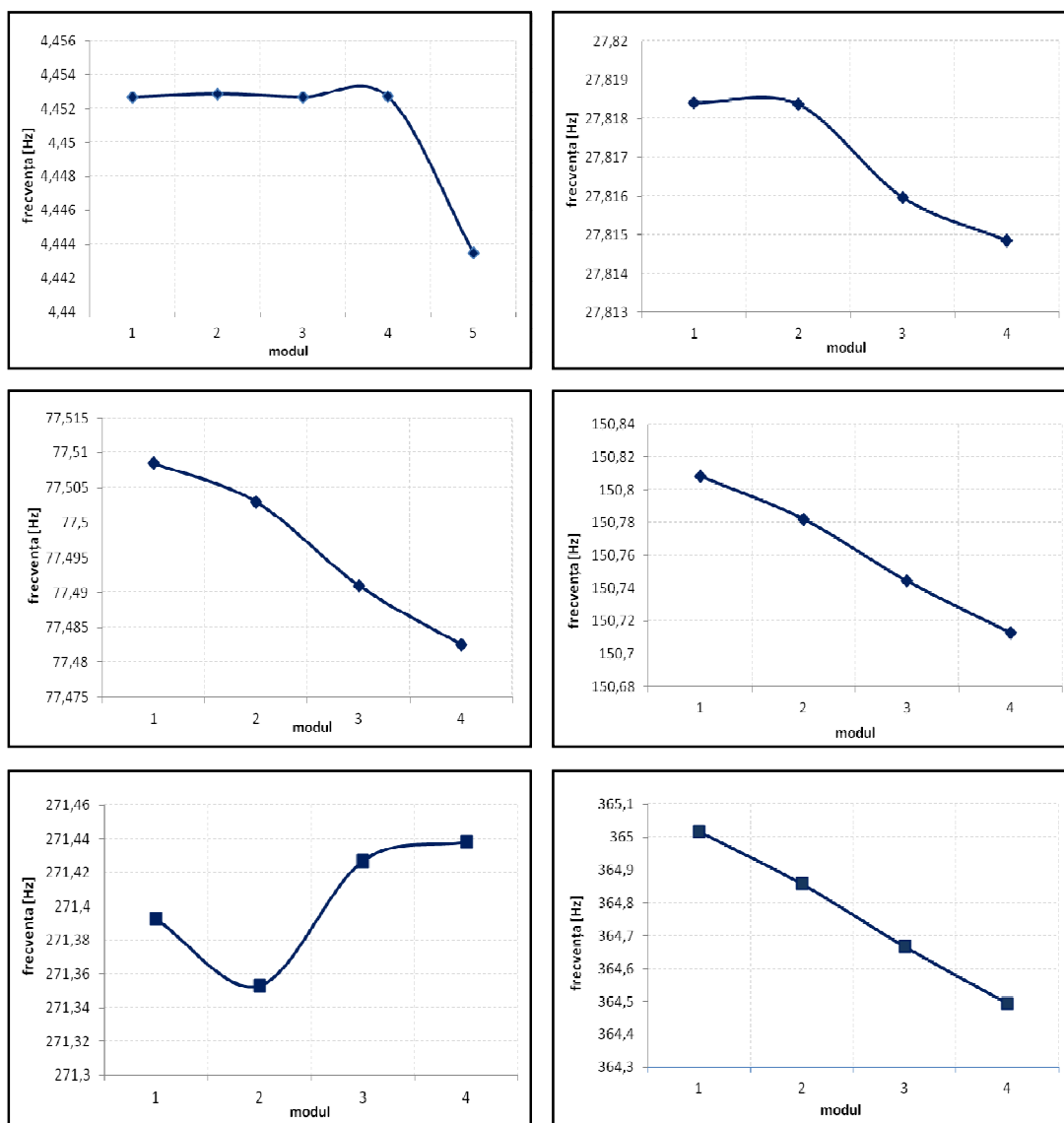


Figura 3.16. Analizarea frecvențelor pentru fiecare mod de vibrație funcție de coeficientul lui Poisson pentru grinda compozit cu 5 straturi

Dacă coeficientul lui Poisson, care este o constantă de material nu influențează frecvența, atunci metoda poate fi aplicată pentru orice tip de compozit. Coeficientul de contracție transversală și caracteristicile de material sunt luate în considerare în toate cazurile unde se iau în calcul deformări perpendiculare pe direcția unei tensiuni normale.

Tabel 3.15. Valorile frecvențelor f_i maxime, minime și abaterile pentru valorile
coeficientului lui Poisson ν în cazul grinzii compozit cu 3 straturi

Grinda cu 3 straturi							
$i \backslash \mu$	0,3625	0,3825	0,4025	0,4225	min.	max.	abatere
f_1	5,1160	5,1159	5,1159	5,1159	5,1160	5,1159	0,00115
f_2	31,9132	31,9109	31,9086	31,9064	31,9132	31,9043	0,02774
f_3	88,7006	88,6849	88,6695	88,6542	88,7006	88,6391	0,06931
f_4	171,987	171,932	171,877	171,822	171,9879	171,7679	0,12796
f_5	280,525	280,383	280,243	280,104	280,5254	279,9651	0,19977
f_6	412,412	412,118	411,826	411,536	412,41275	411,247	0,28265

Tabel 3.16. Valorile frecvențelor f_i maxime, minime și abaterile pentru valorile
coeficientului lui Poisson ν în cazul grinzii compozit cu 5 straturi

Grinda cu 5 straturi							
$i \backslash \mu$	0,3625	0,3825	0,4025	0,4225	min.	max.	abatere
f_1	5,1160	5,1159	5,1159	5,1159	4,4528	4,4526	0,00446
f_2	31,9132	31,9109	31,9086	31,9064	27,8184	27,8148	0,01274
f_3	88,7006	88,6849	88,6695	88,6542	77,5085	77,4825	0,03359
f_4	171,987	171,932	171,8772	171,8223	150,8081	150,7130	0,06303
f_5	280,525	280,383	280,2438	280,1041	271,4385	271,3533	0,03139
f_6	412,412	412,118	411,8269	411,5363	365,0179	364,4942	0,14347

Din tabelele și diagramele prezentate se observă că abaterile relative între mărimile frecvențelor determinate cu metoda elementelor finite pentru diverse nivele de discretizare nu depășesc 0,2%. Pentru oricare tip de grindă și mod analizat, modificarea coeficientului lui Poisson este nesemnificativă.

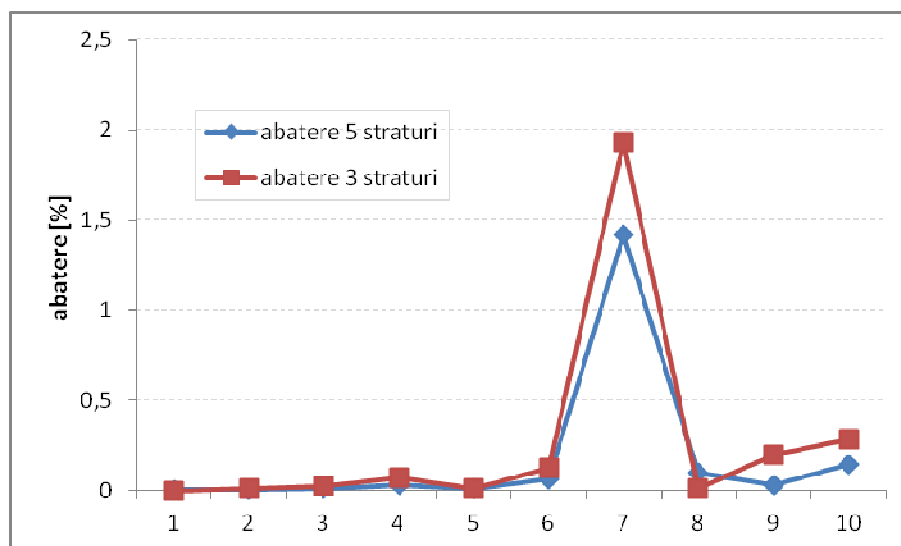


Figura 3.17. Reprezentarea abaterilor funcție de coeficientul lui Poisson pentru grinzile compozit cu 3 respectiv 5 straturi

Având în vedere faptul că în urma calculelor și diagramelor prezentate, coeficientul lui Poisson nu influențează frecvențele calculate, metodologia de calcul este mult simplificată.

3.3.2. Analiza rigidității prin metoda elementului finit

Ca și în subcapitolul anterior, cu ajutorul metodei elementelor finite s-a făcut determinarea săgeții la capătul liber al grinzilor compozit cu 3 respectiv 5 straturi, rezultatele obținute fiind prezentate în tabelele 3.13 și 3.14.

Tabel 3.17. Valorile săgeții determinate cu FEM pentru grinzile compozit cu 3 straturi

	Oțel	Grinda cu 3 straturi				
E_i [N/m ²]	$2,06 \cdot 10^{11}$	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$
δ_{FEM} [mm]	23,0538	14,6642	14,8841	16,572	31,4736	135,524
$\delta_{analitic}$ [mm]	38,50	0,00244	0,002452	0,002452	0,002452	0,002452

Din valorile calculate pentru săgeată, se observă că pentru structurile cu o rigiditate scăzută aceasta este mai mare, deci acumularea de energie este mai redusă.

Tabel 3.18. Valorile săgeții determinate cu FEM
pentru grinzile compozit cu 5 straturi

	OȚEL	5 STRATURI				
E_i [N/m ²]	$2,06 \cdot 10^{11}$	$2,41 \cdot 10^9$	$2,41 \cdot 10^8$	$2,41 \cdot 10^7$	$2,41 \cdot 10^6$	$2,41 \cdot 10^5$
δ_{FEM} [mm]	23,0538	19,3514	19,5609	21,0329	34,026	124,892
$\delta_{analitic}$ [mm]	0,003850	0,003229	0,003238	0,003239	0,003239	0,003239

În urma calculelor efectuate cu relația (3.30) în vederea determinării analitice a săgeții s-au obținut valorile prezentate în tabelele 3.17 pentru grinda cu 3 straturi, respectiv în tabelul 3.18 pentru grinda compozit cu 5 straturi. Tot în aceste tabele au fost menționate și săgețile determinate prin metoda elementului finit. Aceste valori ale săgeții vor fi utilizate în calcularea frecvențelor cu ajutorul relației (3.53).

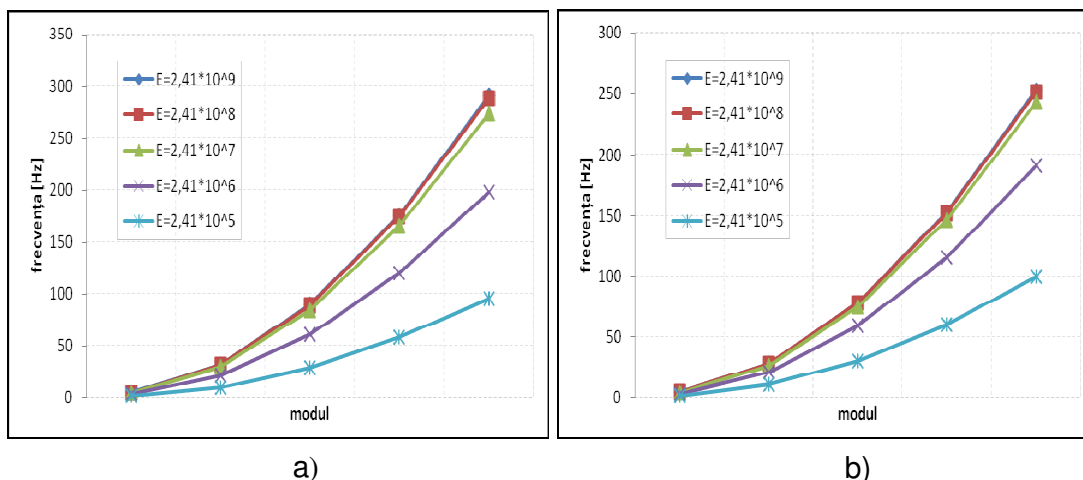


Figura 3.18. Valorile frecvențelor proprii f_i funcție de modulul de elasticitate longitudinal E_i calculat cu săgeata: a) pentru grinda cu 3 straturi;
b) pentru grinda cu 5 straturi

Efectuând calculele analitice cu valorile săgeții obținute au fost determinate frecvențele atât analitic cât și prin metoda elementului finit (funcție de săgeată), valorile obținute fiind prezentate în tabelele următoare.

Tabel 3.19. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic cu
ajutorul săgeții pentru grinda cu 3 straturi

ANALITIC – 3 straturi					
f_1	5,11625	5,108626	5,107863	5,107787	5,107779
f_2	32,06531	32,01753	32,01274	32,01226	32,01222
f_3	89,79282	89,65902	89,64562	89,64429	89,64415
f_4	175,6997	175,6735	175,6708	175,6706	175,6706
f_5	290,8464	290,413	290,3697	290,3653	290,3649

Tabel 3.20. Valorile frecvențelor f_i calculate analitic cu
ajutorul săgeții pentru grinda cu 5 straturi

ANALITIC – 5 straturi					
f_1	4,451587	4,445264	10,88708	4,444567	4,444561
f_2	27,89964	27,86	68,23307	27,85564	27,8556
f_3	78,12765	78,01666	191,0738	78,00444	78,00433
f_4	153,1023	152,8848	374,4365	152,8609	152,8607
f_5	253,062	252,7025	618,904	252,6629	252,6625

Tabel 3.21. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM, calculate cu
ajutorul săgeții pentru grinda cu 3 straturi

FEM – 3 straturi					
f_1	5,116618048	32,06761233	89,79927554	175,9745716	290,8673473
f_2	5,078680549	31,82984493	89,13345294	174,6697966	288,7106924
f_3	4,813098212	30,16534871	84,47234649	165,5356894	273,6129796
f_4	3,492520592	21,8888327	61,29553077	120,1173919	198,5413394
f_5	1,683077368	10,54842712	29,53887254	57,88566121	95,67887322

Tabel 3.22. Valorile frecvențelor f_i determinate cu FEM, calculate
cu ajutorul săgeții pentru grinda cu 5 straturi

FEM – 5 straturi					
f_1	4,452885151	4,426094532	4,242337704	3,226745605	1,684346318
f_2	27,818367	26,9438324	21,653965	15,4761	15,35837078
f_3	77,50296783	72,264534	49,7939682	24,6680603	15,4761
f_4	150,7820129	105,7874	80,80693054	58,1787	45,76457596
f_5	246,9683533	207,5710449	113,802742	80,52655029	71,6762

Aceste valori ale frecvențelor calculate analitic cu ajutorul săgeții vor fi comparate cu valorile proprii ale frecvențelor prezentate în tabelele 3.8-3.10 pentru ambele cazuri de grinzi compozit stratificate. Similar vom compara și frecvențele pentru metoda elementului finit cu valorile din tabelele 3.9-3.11.

Din analiza comparativă reiese că valorile frecvențelor calculate atât analitic cât și cu FEM cu ajutorul săgeții, prezentate în tabelele de mai sus, sunt egale cu frecvențele proprii determinate funcție de modulul de elasticitate longitudinal.

Concluzia care poate fi dedusă este aceea că putem afirma că frecvențele pot fi calculate utilizând săgeata ca măsură a energiei.

Frecvențele proprii obținute prin FEM (cu ajutorul săgeții) se compară cu frecvențele proprii determinate pe cale analitică (cu ajutorul săgeții), calculându-se abaterea procentuală (eroarea) cu relația:

$$\varepsilon = \frac{f_A - f_{FEM}}{f_A} \cdot 100 \quad [\%] \quad (3.54)$$

unde:

ε reprezintă eroarea sau abaterea procentuală;

f_A este valoarea frecvenței proprii determinată analitic;

f_{FEM} este valoarea frecvenței proprii determinată prin FEM.

Valorile abaterii procentuale pentru cele două tipuri de grinzi compozit stratificate sunt prezentate în tabelele 3.20-3.21.

Tabel 3.23. Abaterea calculată pentru grinda cu 3 straturi

ε – 3 straturi					
f_1	0,000123367	0,004886634	0,012408711	0,02297053	0,036042089
f_2	0,001102463	0,043356932	0,100625868	0,167631956	0,234578727
f_3	0,010061677	0,246806438	0,403393043	0,518605761	0,595943903
f_4	0,049261193	0,46709558	0,615464855	0,687493926	0,72287078
f_5	0,040679187	0,410386159	0,50929682	0,537525515	0,548857258

Tabel 3.24. Abaterea calculată pentru grinda cu 3 straturi

ε – 5 straturi					
f_1	0,026360436	0,091390236	0,701513432	3,936592	3,930282032
f_2	0,346624242	2,958394644	19,12930106	43,47041	40,3246322
f_3	0,854614044	7,056804	33,59140446	58,1555	50,08737192
f_4	1,570194354	12,1524312	45,00552193	65,7428	52,93865539
f_5	2,462112969	17,57916118	53,14260433	69,53188	54,08309627

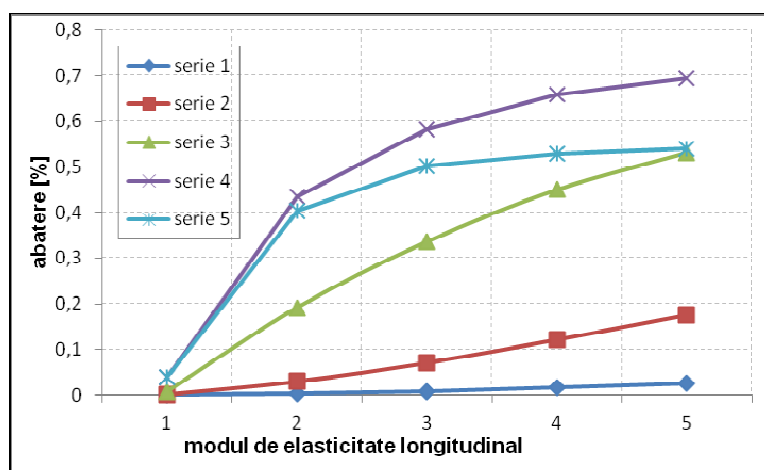


Figura 3.19. Abaterea procentuală pentru grinda compozit cu 3 straturi

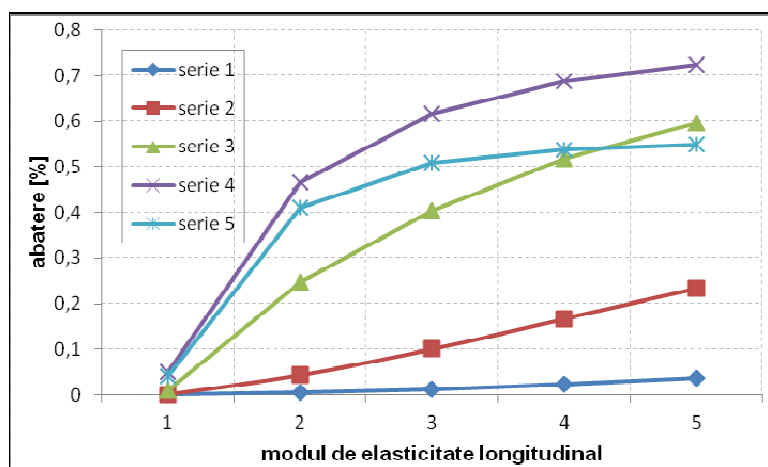


Figura 3.20. Abateri procentuale pentru grinda compozit cu 5 straturi

Din analiza abaterilor apărute între frecvențele determinate cu metoda elementelor finite și cele determinate analitic utilizând săgeata, determinată tot cu metoda elementelor finite, rezultă că săgeata este o măsură bună a energiei înmagazinate în grindă, doar dacă rigiditatea elementelor mai slabe (modulul de elasticitate longitudinal) se încadrează într-o valoare rezonabilă. Din experiența acumulată, ca urmare a numeroase simulări, în cazul structurilor formate din două tipuri de lamine, raportul modulului de elasticitate longitudinal trebuie să fie mai mic decât 100. Aceasta deoarece raportul dintre frecvența superioară și frecvența fundamentală nu mai păstrează valoarea exprimată prin λ^2 .

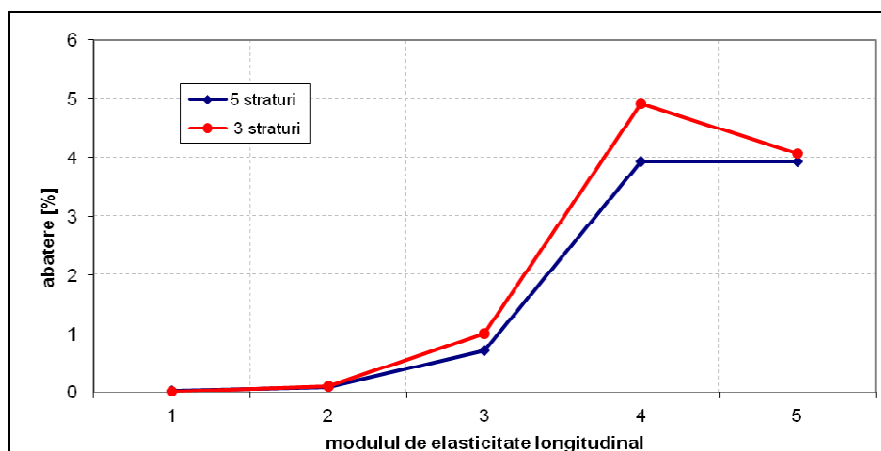


Figura 3.21. Abateri frecvente pentru modul 1 pentru grinzile stratificate

Totuși trebuie remarcat că pentru frecvența fundamentală, săgeata exprimă destul de bine energia potențială înmagazinată, abaterile între cele 2 metode de calcul enunțate anterior fiind mai mici decât 4% pentru compozitul cu 5 straturi și mai mici de 5% pentru compozitul cu 3 straturi, așa cum este prezentat în figură.

3.4. Concluzii

În acest capitol a fost analizat modul în care răspund grinzile izotrope și cele stratificate cu 3 respectiv 5 straturi la solicitări statice și dinamice. Din analiza comportamentului static se poate evidenția faptul că, pentru rigidități relativ mari ale straturilor nemetalice $E = 2,41 \cdot 10^9 [N/m^2]$, săgețile sunt mai mici decât la grinda din oțel. Aceasta se întâmplă deoarece influența rigidității este mai mică decât influența descreșterii masei totale a grinzii. În cazul utilizării straturilor nemetalice moi, chiar dacă densitatea acestora este mică datorită lunecărilor mari posibile între straturile de oțel, săgeata crește, ajungând în cazul unui cauciuc natural nevulcanizat $E = 2,41 \cdot 10^3 [N/m^2]$, să fie de 5 ori mai mare decât pentru oțel. Totodată, a fost făcută pe cale analitică, legătura dintre energia înmagazinată în grindă, frecvența fundamentală a grinzii și săgeată. Astfel s-a reușit exprimarea valorile frecvențelor fundamentale în funcție de săgeata determinată numeric cu ajutorul elementelor finite, care presupune un efort computațional și de timp mult mai redus decât în cazul analizei modale cu element finit.

S-a pus în evidență faptul că săgeata reflectă cu precizie energia înmagazinată și frecvența pentru structurile rigide și cele stratificate din elemente metalice și nemetalice rigide. Aceasta este valabil pentru toate frecvențele transversale. Limita modulului de elasticitate longitudinal pentru care frecvențele se pot exprima funcție de săgeată, se situează în jurul valorii $E_{lim} = 2 \cdot 10^8 [N/m^2]$ în cazul structurilor stratificate din oțel.

Pentru elementele cu rigiditate scăzută, săgeata indică frecvența fundamentală, frecvențele superioare urmând a fi calculate cu alte teorii, ca de exemplu Shear sau Timoshenko. Aceasta deoarece efectul forței tăietoare și lunecării straturilor devine importantă.

Capitolul 4

Analiza grinzilor compozit stratificate cu defecte structurale

4.1. Determinarea distribuției energiei modale acumulată în grinzi încastate la un capăt

Cu ajutorul FEM s-a efectuat analiza dinamică cu evidențierea formelor modale și a curburilor modale pentru o grindă compozit cu 5 straturi, similară cu cea descrisă în capitolul anterior pentru PVC-1. Din studiul reprezentat grafic ale modurilor de vibrație au rezultat zone specifice, în care nu există încovoiere și curbura sa lipsește total. Între aceste zone există porțiuni cu curbare moderată. Distribuția punctelor e diferită pentru fiecare mod în parte.

În continuare se prezintă aceste cazuri pentru un punct situat la distanța $x = 0,274m$ de marginea încastată. Conform figurii 4.1. se observă că pentru modul 5 de vibrație, la distanța specificată amplitudinea este nulă și grinda nu este supusă încovoierii, local fiind stocată o cantitate de energie. Se poate observa că, pentru acest mod, porțiunea unde se află poziționat defectul nu este supus curburii, astfel încât energia înmagazinată este zero. Prin urmare nu apare o modificare de frecvență datorita defectului.

Modul 5

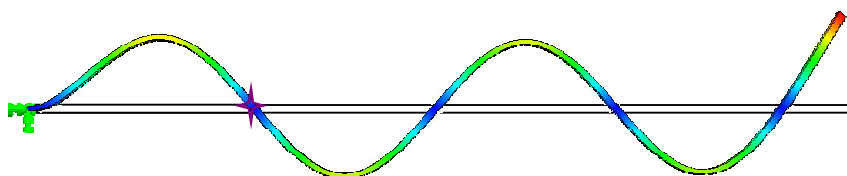
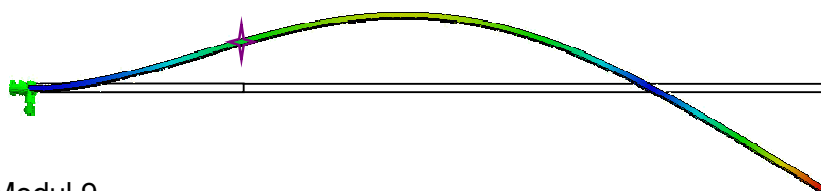


Figura. 4.1 Exemplu de locație pe grindă la care nu apare încovoierea,
respectiv curbura este zero

În modurile 2 și 9 figura 4.2, porțiunile deteriorate supuse curburii sunt reduse, astfel că local se înmagazinează o cantitate redusă de energie modală. Prin urmare, dacă energia care se pierde este redusă, atunci scăderea frecvenței este mică.

Modul 2



Modul 9

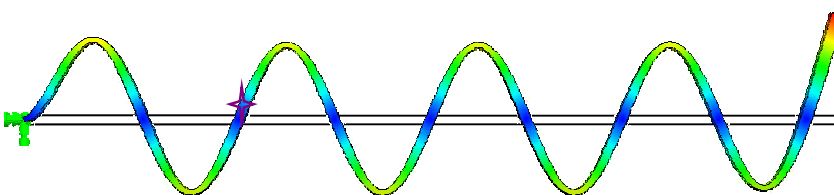
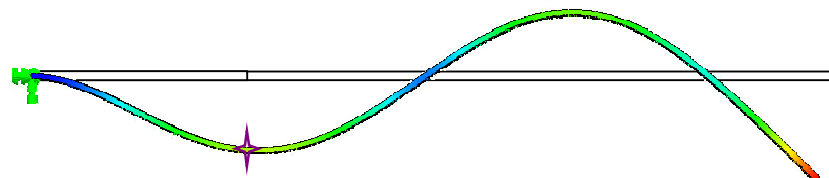


Figura 4.2. Moduri pentru care defectul produce o influență scăzută asupra frecvențelor naturale

În figura 4.3 sunt indicate modurile în care frecvențele prezintă schimbările cele mai importante, și anume modurile 3 și 7.

Modul 3



Modul 7

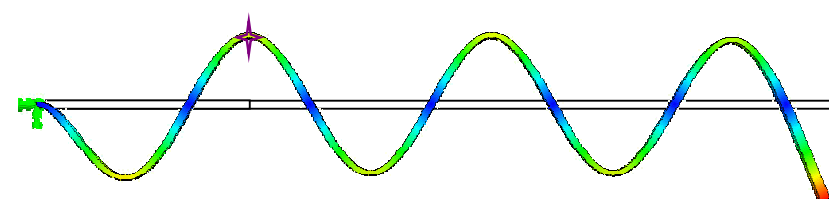
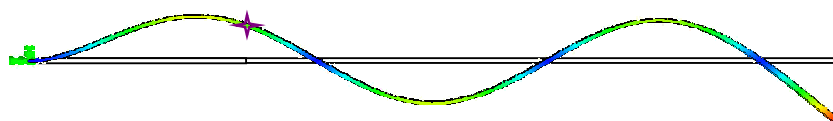


Figura 4.3. Moduri pentru care frecvențele naturale sunt cele mai afectate de prezența defectului

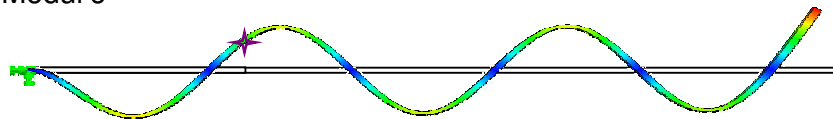
Este vizibil faptul că defectul este situat într-o porțiune îngustă și că atinge maximele valori locale ale curburii, în aceste moduri se stochează o importantă cantitate a energie modală. În acest fel, defectele cauzează pierderi importante de energie modală și reduceri relevante de frecvență.

În figura 4.4 sunt prezentate cazurile în care are loc o scădere de frecvență sesizabilă. Acest lucru este evidențiat pentru modurile 4 și 6 într-un mod moderat, și în cazul modului 10 mai accentuat.

Modul 4



Modul 6



Modul 10

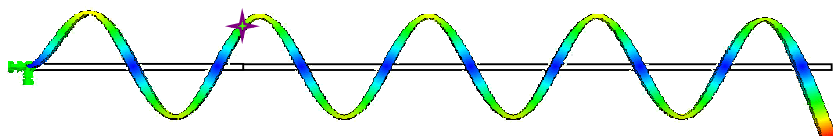


Figura 4.4. Moduri pentru care frecvențele naturale sunt supuse unor schimbări semnificative

Asocierea dintre curbura (sau momentul încovoietor) și modificarea frecvenței se explică prin faptul că efectul scăderii rigidității datorită unui defect este ponderat cu densitatea de energie stocată într-o porțiune îngustă în care se află plasat defectul. Relația din care rezultă energia potențială stocată a unei secțiuni dx din grindă:

$$U_i(x) = \frac{1}{2} EI \cdot [\bar{\phi}_i''(x)]^2 \quad (4.1)$$

din care rezultă că segmentele plasate în punctele de inflexiune ale funcției $\bar{\phi}_i''(x)$ nu stochează energie. Această relație relevă faptul că energia înmagazinată într-un segment situat într-un punct de extrem al formei modului de vibrație atinge valoarea maximă în această vecinătate, în timp ce $\bar{\phi}_i''(x)$ atinge valoarea cea mai mare.

Analiza prin metode de detectare a defectelor în grinzi ce utilizează vibrații conduce la concluzia că fiecare locație a defectului produce un set de variații ale frecvenței, amplificate de adâncimea defectului. Un exemplu este prezentat în figura 4.5, pentru o grindă rezemată asimetric (încăstrată la un capăt și liberă la celălalt) având defectul la mijlocul grinzii. Pentru grinzi rezemate simetric, datorită comportamentului indus de simetriei, două defecte amplasate simetric în raport cu mijlocul intervalului oferă același set de variații de frecvență.

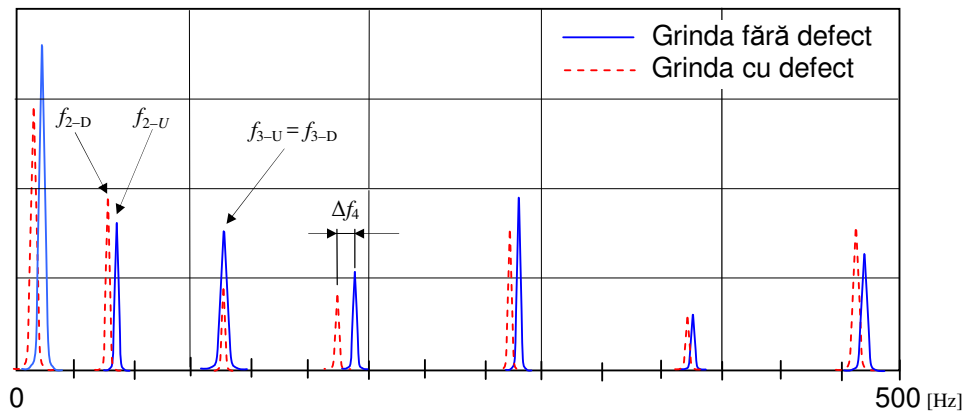


Figura 4.5. Variația frecvențelor proprii pentru grinda fără defect și cea cu defect

Pe baza acestei observații, s-a dezvoltat o metodă ce permite determinarea cu precizie a locației defectului și o evaluare a adâncimii acestuia cu acuratețe rezonabilă. Metodă presupune utilizarea primelor n frecvențe proprii determinate pentru grinda fără defect f_{i-U} și cu defect f_{i-D} ; precizia metodei depinde de numărul de locații n considerate.

În cercetări anterioare a fost dedusă o relație care indică frecvența proprie pentru orice mod de vibrație transversal pentru o grindă cu defect, oricare ar fi adâncimea defectului și locația acestuia x , precum și modul de încastrare al grinzii.

Relația este prezentată mai jos:

$$f_{i-D}(x, a) = f_{i-U} \cdot \left[1 - \gamma(0, a) \cdot \left(\bar{\phi}_i''(x) \right)^2 \right] \quad (4.2)$$

În această relație $f_{i-D}(x, a)$ și f_{i-U} sunt frecvențele proprii ale grinzii cu defect respectiv fără defect, $\gamma(0, a)$ este un termen funcție de adâncimea defectului și $\bar{\phi}_i''(x)$, este curba normalizată a formei modale.

Abordarea propusă ia în considerare faptul că cea mai mare schimbare a frecvenței pentru o anumită adâncimea a defectului apare în locul în care momentul încovoietor atinge maximele, astfel încât se utilizează pierderea rigidității $\gamma(0, a)$ ca valoare de referință a ; cum a fost arătat mai sus. Efectul de pierdere a rigidității privind alte locații de-a lungul grinzii este influențată de valoarea locală a momentului de încovoiere (adică pătratul curbei formei modale de vibrație), astfel încât această funcție redimensionează schimbarea frecvenței pentru aceste locații.

Valoarea termenului $\gamma(0, a)$, ce determină schimbarea frecvenței la capătul fixat $x = 0$ unde atinge maximul, pentru materiale izotrope este definit prin:

$$\gamma(0, a) = \frac{\sqrt{\delta_D(a)} - \sqrt{\delta_U(a)}}{\sqrt{\delta_D(a)}} \quad (4.3)$$

unde $\delta_D(a)$ și $\delta_U(a)$ reprezintă deformarea grinzii cu defect respectiv fără defect, privind locul unde se atinge maximul ($x = L$). Deformările maxime pot fi determinate cu ajutorul metodei elementelor finite. Relațiile pentru materiale izotrope de secțiune dreptunghiulară au fost stabilite de Liebowitz [62], Ostachowicz [85], Rizos [92] și Bilelo [11] utilizând tehnici din mecanica ruperii. Acestea reflectă o bună concordanță cu valorile obținute cu relația (4.3). Pentru structurile anizotrope, cum ar fi grinzile stratificate, care fac obiectul acestei lucrări, coeficientul $\gamma(0, a)$ în raport cu adâncimea defectului este studiată în continuare. Variația frecvenței Δf_i poate fi determinată pentru orice mod de vibrație transversală, adâncime a defectului și a locației x , după cum urmează:

$$\Delta f_i = f_{i-U} - f_{i-D}(x, a) = f_{i-U} \cdot \gamma(0, a) \cdot \left(\bar{\phi}_i''(x) \right)^2 \quad (4.4)$$

Se introduce modificarea relativă a frecvenței Δf_i^* unui mod de vibrație transversală, ca fiind raportul dintre abaterea frecvenței și frecvența grinzii fără defect pentru modul considerat. Aceasta este dată de relația:

$$\Delta f_i^*(x, a) = \frac{f_{i-U} - f_{i-D}(x, a)}{f_{i-U}} = \gamma(0, a) \cdot (\bar{\phi}_i''(x))^2 \quad (4.5)$$

Introducând acestor valori în relația (4.4), se obține frecvența relativă a modificării relative pentru n moduri, adică se obțin n valori adimensionale[48]. Aceste valori pot fi normalizate prin împărțirea la valoarea cea mai mare a seriei. Formula matematică privind semnătura defectului este prezentată mai jos:

$$\Psi_1 = \frac{\Delta f_1^m}{\max(\Delta f_i^m)}, \Psi_2 = \frac{\Delta f_2^m}{\max(\Delta f_i^m)}, \Psi_n = \frac{\Delta f_n^m}{\max(\Delta f_i^m)} \quad (4.6)$$

Pe de altă parte, termenul drept al relației (4.4) poate oferi, de asemenea, n valori pentru orice locație x de-a lungul grinzii. Pot fi normalizate aceste valori pentru fiecare locație x , prin împărțirea valorilor la valoarea cea mai mare a seriei. Această serie, pe care am numit-o indice al locației al defectului, poate fi exprimată:

$$\Phi_1(x) = \frac{(\bar{\phi}_1''(x))^2}{\max((\bar{\phi}_i''(x))^2)}, \Phi_2(x) = \frac{(\bar{\phi}_2''(x))^2}{\max((\bar{\phi}_i''(x))^2)}, \Phi_n(x) = \frac{(\bar{\phi}_n''(x))^2}{\max((\bar{\phi}_i''(x))^2)} \quad (4.7)$$

Indicele de localizare al defectului $\{\Phi_i(x)\}$, constituit din coeficienții de localizare ai defectului $\Phi_i(x)$, caracterizează în mod unic schimbările de frecvență datorită locației x a unui defect amplasat pe o grindă asimetrică, sau sunt propuse locațiile x respectiv $L-x$ ce reprezintă două locuri simetrice pentru o grindă simetrică. Acesta poate fi folosit pentru a identifica cu precizie locația unei fisuri, fără a conta adâncimea ei. Localizarea defectului presupune compararea valorilor măsurate ce determină semnătura defectului, cu totalitatea indicilor de localizare a prezumtivelor defecte $\{\Psi_i\}$, determinate de cât mai multe locații posibile x de-a lungul grinzii. Prin determinarea seriei $\{\Phi_i(x)\}$, care se potrivește cel mai bine seriei $\{\Psi_i\}$, este identificată locația defectului x obținută prin măsurători. În practică investigarea se face prin calcularea indicelui locației defectului pentru locațiile am-

plasate pe grindă determinate pasul $\Delta x/L$; valoarea acestui pas este funcție de lungimea grinzii L și precizia dorită.

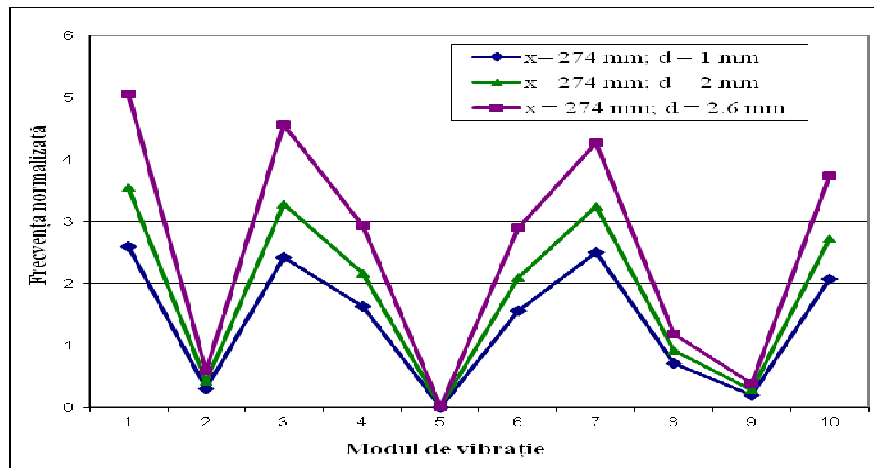


Figura 4.6. Modificarea relativă a frecvenței Δf_i^* pentru defect situat la $x = 0,274\text{ m}$ și 3 scenarii de adâncime: 1 mm , 2 mm și $2,6\text{ mm}$

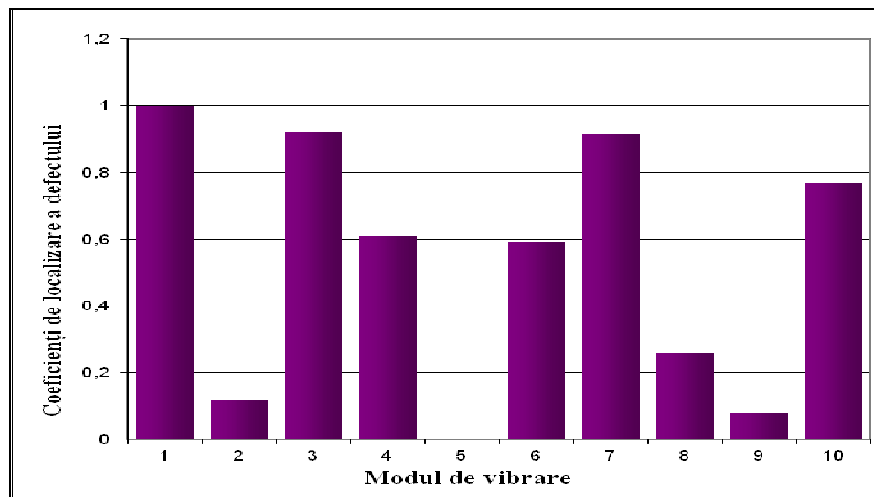


Figura 4.7. Coeficienții de localizare a defectului $\Phi_i(x)$ pentru locația $x = 0,274\text{ m}$

Odată cunoscută poziția defectului, severitatea poate fi dedusă din raportul dintre modificarea relativă a frecvenței Δf_i^* și coeficienții de localizare a defectului $\Phi_i(x)$ care trebuie să fie identici pentru toate modurile transversale de vibrație.

Algoritmul poate fi utilizat pentru toate grinzile cu orice tip de suport, doar prin alegerea adecvată a curbei formei modale. Cercetările au relevat că numărul

de elemente Φ_i implicate în analiză trebuie să fie între șase și zece. Algoritmul propus este descris și în cele ce urmează, etapele ce trebuiesc parcurse în procesul de monitorizare sunt:

a) Evaluarea inițială a structurii

Trebuie măsurate frecvențele pentru primele 8 moduri de vibrație față de axa slabă de îndoire. Se obține următoarea serie

$$A: \{f_{1-U}; f_{2-U}; f_{3-U}; f_{4-U}; f_{5-U}; f_{6-U}; f_{7-U}; f_{8-U}\}$$

În cazul unor structuri pe care le utilizăm, statutul actual al grinzii poate fi considerat ca punct de plecare, neglijând defectele posibile. În acest fel, doar evoluția noilor defecte dezvoltate pot fi evaluate.

b) Monitorizare continuă periodică

Pentru aceleași moduri de vibrație, frecvențele trebuie să fie măsurate periodic, iar pentru fiecare moment se alege să se obțină o serie

$$S: \{f_{1-U}; f_{2-U}; f_{3-U}; f_{4-U}; f_{5-U}; f_{6-U}; f_{7-U}; f_{8-U}\}$$

Pot apărea modificări și indici în vederea apariției unor schimbări structurale.

c) Efectuarea unei comparații cu bunul inițial

Se obține următoarea serie:

$$D: \{\Delta f_1; \Delta f_2; \Delta f_3; \Delta f_4; \Delta f_5; \Delta f_6; \Delta f_7; \Delta f_8\}$$

Diferențele care apar reprezintă o schimbare a frecvenței Δf_i ceea ce indică prezența unui defect. Dacă este posibil trebuie să fie luate în considerare sarcinile de mediu și operaționale.

Schimbarea relativă a frecvenței se determină prin împărțirea valorilor seriei D la valorile seriei A. Acest lucru duce la seria R

$$R: \{\Delta f_1^m; \Delta f_2^m; \Delta f_3^m; \Delta f_4^m; \Delta f_5^m; \Delta f_6^m; \Delta f_7^m; \Delta f_8^m\}$$

d) Calculul semnăturii defectului

Valorile seriei R trebuie să fie normalizate, împărțind toate valorile seriei la cea mai mare. acest lucru duce la semnătura defectului:

$$\Psi: \{\Psi_1; \Psi_2; \Psi_3; \Psi_4; \Psi_5; \Psi_6; \Psi_7; \Psi_8\}$$

elementele seriei vor lua valori pozitive subunități, de obicei, un singur element are valoarea unitară.

e) Determinarea distribuției de energie

Seria reprezentând pătratul modul normalizat al curburilor pentru diferite locații de pe grindă sunt determinate de:

$$C_j : \{ (\tilde{\phi}_1(x))^2; (\tilde{\phi}_2(x))^2; (\tilde{\phi}_3(x))^2; (\tilde{\phi}_4(x))^2; (\tilde{\phi}_5(x))^2; (\tilde{\phi}_6(x))^2; (\tilde{\phi}_7(x))^2; (\tilde{\phi}_8(x))^2 \}$$

de obicei, locul de interes este echidistant situat și trebuie să fie de cel puțin $j = 100$ pentru a asigura o localizare precisă a defectului.

f) Calculul indicatorilor de localizare a defectelor

$$\Phi_{ij} : \{ \Phi_{1j}; \Phi_{2j}; \Phi_{3j}; \Phi_{4j}; \Phi_{5j}; \Phi_{6j}; \Phi_{7j}; \Phi_{8j} \}$$

Pentru j locații de defectului.

g) Evaluarea severității defectului prin calculul raportului dintre modificarea relativă a frecvenței Δf_i^* și coeficientul de localizare a defectului $\Phi_i(x)$ corespulent, urmat de estimarea severității din graficul trasat cu relația:

$$\gamma(0,a) = \frac{\sqrt{\delta_D(a)} - \sqrt{\delta_U(a)}}{\sqrt{\delta_D(a)}}$$

În continuare ne propunem să determinăm dacă relația și metoda se potrivește în cazul compozitelor stratificate, în sensul că defectul poate fi localizat și apoi estimată severitatea acestuia. De asemenea se studiază modul cum scăderea rigidității datorită defectului influențează variația frecvenței.

4.2. Analiza influenței defectului ca poziție pe grindă stratificată

În cazul grinzilor cu defecte apar modificări, atât în frecvență, cât și în forma modală. Cercetările efectuate au permis formularea unor concluzii legate de poziția defectului pe grindă și influența asupra frecvențelor proprii. Modificările de frecvență țin de caracteristicile geometrice, mecanice și fizice ale grinzii și de geometria defectului.

Discontinuitățile din grinzi pot influența comportările dinamice ale acestora în două moduri diferite: prin reducerea valorilor frecvențelor datorită modificării rigidității sau prin creșterea valorilor frecvenței datorită pierderii de masă.

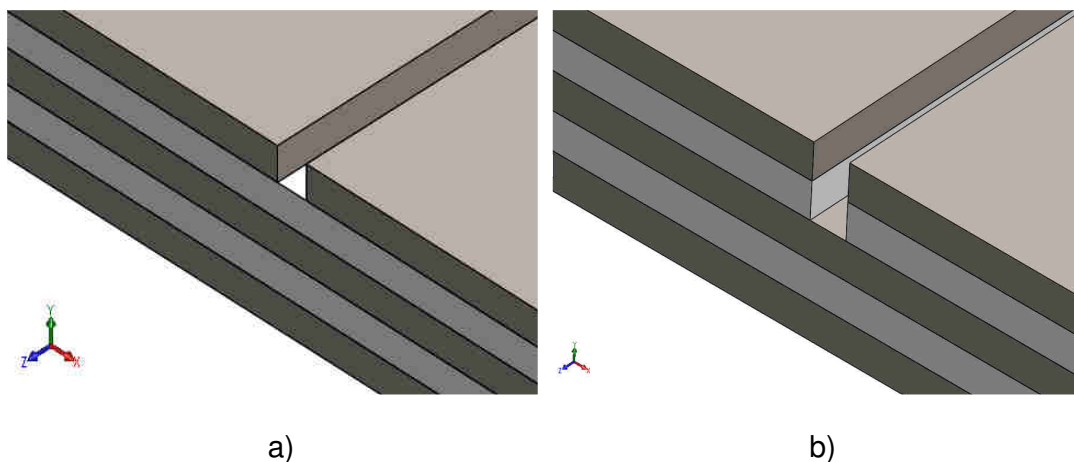


Figura 4.8. Grindă cu defect de diferite adâncimi:
a) adâncimea = 1 mm, b) adâncimea = 2 mm

Reducerea valorilor frecvențelor apare pentru orice tip de discontinuitate, în timp ce creșterea valorilor apare doar în cazul defectelor deschise. Cele două fenomene determină apariția acestor efecte opuse și pot conduce, în cazul analizei stării de integritate a unei structuri, la unele concluzii greșite.

Au fost efectuate simulări pe o grindă compozit cu 5 straturi, descrisă în capitolul anterior, ce prezintă un defect având adâncimea de 1 respectiv 2mm conform figurii 4.8. Deschiderea defectului este de 1mm, acesta fiind situat la o distanță de $x = 0,274m$ față de capătul încastrat. Simulările au fost făcute în programul SolidWorks, menținându-se aceleași condiții de contur și aceleași setări pentru materiale, respectiv pentru discretizare. Trebuie precizat că numărul de simulări este de 99 pentru fiecare caz analizat, în tabele fiind trecute doar valorile din 50 în 50 mm, fiind determinate câte 25 de frecvențe transversale pe axa slabă, din care au fost extrase doar primele 10. Figurile arată doar cele 10 frecvențe pentru fiecare mod, dar sunt suficiente pentru a crea o imagine relevantă și credibilă a fenomenului studiat.

Rezultatele simulărilor efectuate pentru adâncimea de 1mm sunt prezentate în tabele 4.1, 4.2 respectiv 4.3, reprezentarea grafică a acestor valori este redată în figura 4.9.

Tabelul 4.1. Valorile frecvențelor pentru primele 7 intervale
pentru adâncimea defectului de 1 mm

f_i	Poziția defectului						
	10 [mm]	50[mm]	100[mm]	150[mm]	200[mm]	250[mm]	300[mm]
1	4,2250	4,2564	4,2901	4,3230	4,3548	4,3819	4,4056
2	26,5117	27,1089	27,6473	27,9891	28,1457	28,1219	27,9704
3	74,1421	76,5687	78,1341	78,3292	77,6445	76,7280	76,2467
4	144,7799	150,5528	152,4714	150,5883	148,5123	148,7809	151,0013
5	237,9673	248,3765	248,3400	243,4117	244,0481	248,7805	248,9900
6	352,7185	368,4293	363,3032	358,8243	366,7787	367,1672	358,1518
7	487,8873	508,6617	496,3873	499,8026	508,1859	494,5879	497,8775
8	642,1488	666,7333	648,3770	664,2038	656,3879	648,9361	667,2285
9	814,1147	840,3181	820,9788	842,7691	816,7620	839,3712	825,5676
10	1002,2767	1027,2249	1014,8861	1025,3938	1008,6918	1030,3265	1005,0382

Tabelul 4.2. Valorile frecvențelor pentru al doilea set de 7 intervale
pentru adâncimea defectului de 1 mm

f_i	Poziția defectului						
	350[mm]	400[mm]	450[mm]	500[mm]	550[mm]	600[mm]	650[mm]
1	4,4255	4,4446	4,4613	4,4735	4,4844	4,4912	4,4963
2	27,7438	27,5211	27,3423	27,2327	27,2286	27,3072	27,4572
3	76,4755	77,2840	78,1223	78,4235	78,0097	77,0280	76,0243
4	152,4799	151,4872	148,9846	147,6574	149,0462	151,5687	152,4755
5	243,8322	241,9176	246,4499	249,8169	246,4909	242,0210	244,0001
6	360,1967	368,6189	364,0206	357,1246	364,0270	368,6550	360,3062
7	508,3439	495,5945	496,8187	508,6223	496,8331	495,6245	508,4008
8	648,7543	656,4508	664,2008	645,8398	664,2267	656,5027	648,8160
9	827,3655	837,6004	817,8152	843,3047	817,8469	837,6718	827,4577
10	1032,9462	1002,5624	1035,0453	1001,8999	1035,0848	1002,6475	1033,0684

Tabelul 4.3. Valorile frecvențelor pentru ultimele 7 intervale
pentru adâncimea defectului de 1 mm

f_i	Poziția defectului						
	700[mm]	750[mm]	800[mm]	850[mm]	900[mm]	950[mm]	990[mm]
1	4,5010	4,5037	4,5042	4,5054	4,5054	4,5056	4,5050
2	27,6500	27,8363	27,9806	28,0824	28,1291	28,1442	28,1419
3	75,5386	75,7769	76,5618	77,4996	78,1398	78,3812	78,3942
4	150,6946	147,9448	146,9436	148,5873	151,0561	152,3623	152,4927
5	249,0749	248,4924	242,7636	240,8015	245,1137	249,1623	249,7161
6	358,3068	367,2865	366,1648	356,4370	358,5124	367,1861	368,8150
7	497,9266	494,7777	508,1217	498,2329	490,7208	504,5926	508,4077
8	667,1849	649,0004	656,5326	663,6220	642,6768	659,3533	666,9616
9	825,4931	839,2912	816,8258	842,9983	815,9896	829,4872	842,9121
10	1004,9609	1030,1622	1008,5371	1026,0977	1011,1039	1013,1281	1034,6034

Tabelul 4.4. Valorile frecvențelor pentru primele 7 intervale
pentru adâncimea defectului de 2 mm

f_i	Poziția defectului						
	10 [mm]	50[mm]	100[mm]	150[mm]	200[mm]	250[mm]	300[mm]
1	4,2250	4,2564	4,2901	4,3230	4,3548	4,3819	4,4056
2	26,5117	27,1089	27,6473	27,9891	28,1457	28,1219	27,9704
3	74,1421	76,5687	78,1341	78,3292	77,6445	76,7280	76,2467
4	144,7799	150,5528	152,4714	150,5883	148,5123	148,7809	151,0013
5	237,9673	248,3765	248,3400	243,4117	244,0481	248,7805	248,9900
6	352,7185	368,4293	363,3032	358,8243	366,7787	367,1672	358,1518
7	487,8873	508,6617	496,3873	499,8026	508,1859	494,5879	497,8775
8	642,1488	666,7333	648,3770	664,2038	656,3879	648,9361	667,2285
9	814,1147	840,3181	820,9788	842,7691	816,7620	839,3712	825,5676
10	1002,2767	1027,2249	1014,8861	1025,3938	1008,6918	1030,3265	1005,0382

Tabelul 4.5. Valorile frecvențelor pentru al doilea set de 7 intervale
pentru adâncimea defectului de 2 mm

f_i	Poziția defectului						
	350[mm]	400[mm]	450[mm]	500[mm]	550[mm]	600[mm]	650[mm]
1	4,4255	4,4446	4,4613	4,4735	4,4844	4,4912	4,4963
2	27,7438	27,5211	27,3423	27,2327	27,2286	27,3072	27,4572
3	76,4755	77,2840	78,1223	78,4235	78,0097	77,0280	76,0243
4	152,4799	151,4872	148,9846	147,6574	149,0462	151,5687	152,4755
5	243,8322	241,9176	246,4499	249,8169	246,4909	242,0210	244,0001
6	360,1967	368,6189	364,0206	357,1246	364,0270	368,6550	360,3062
7	508,3439	495,5945	496,8187	508,6223	496,8331	495,6245	508,4008
8	648,7543	656,4508	664,2008	645,8398	664,2267	656,5027	648,8160
9	827,3655	837,6004	817,8152	843,3047	817,8469	837,6718	827,4577
10	1032,9462	1002,5624	1035,0453	1001,8999	1035,0848	1002,6475	1033,0684

Tabelul 4.6. Valorile frecvențelor pentru ultimele 7 intervale
pentru adâncimea defectului de 2 mm

f_i	Poziția defectului						
	700[mm]	750[mm]	800[mm]	850[mm]	900[mm]	950[mm]	990[mm]
1	4,5010	4,5037	4,5042	4,5054	4,5054	4,5056	4,5050
2	27,6500	27,8363	27,9806	28,0824	28,1291	28,1442	28,1419
3	75,5386	75,7769	76,5618	77,4996	78,1398	78,3812	78,3942
4	150,6946	147,9448	146,9436	148,5873	151,0561	152,3623	152,4927
5	249,0749	248,4924	242,7636	240,8015	245,1137	249,1623	249,7161
6	358,3068	367,2865	366,1648	356,4370	358,5124	367,1861	368,8150
7	497,9266	494,7777	508,1217	498,2329	490,7208	504,5926	508,4077
8	667,1849	649,0004	656,5326	663,6220	642,6768	659,3533	666,9616
9	825,4931	839,2912	816,8258	842,9983	815,9896	829,4872	842,9121
10	1004,9609	1030,1622	1008,5371	1026,0977	1011,1039	1013,1281	1034,6034

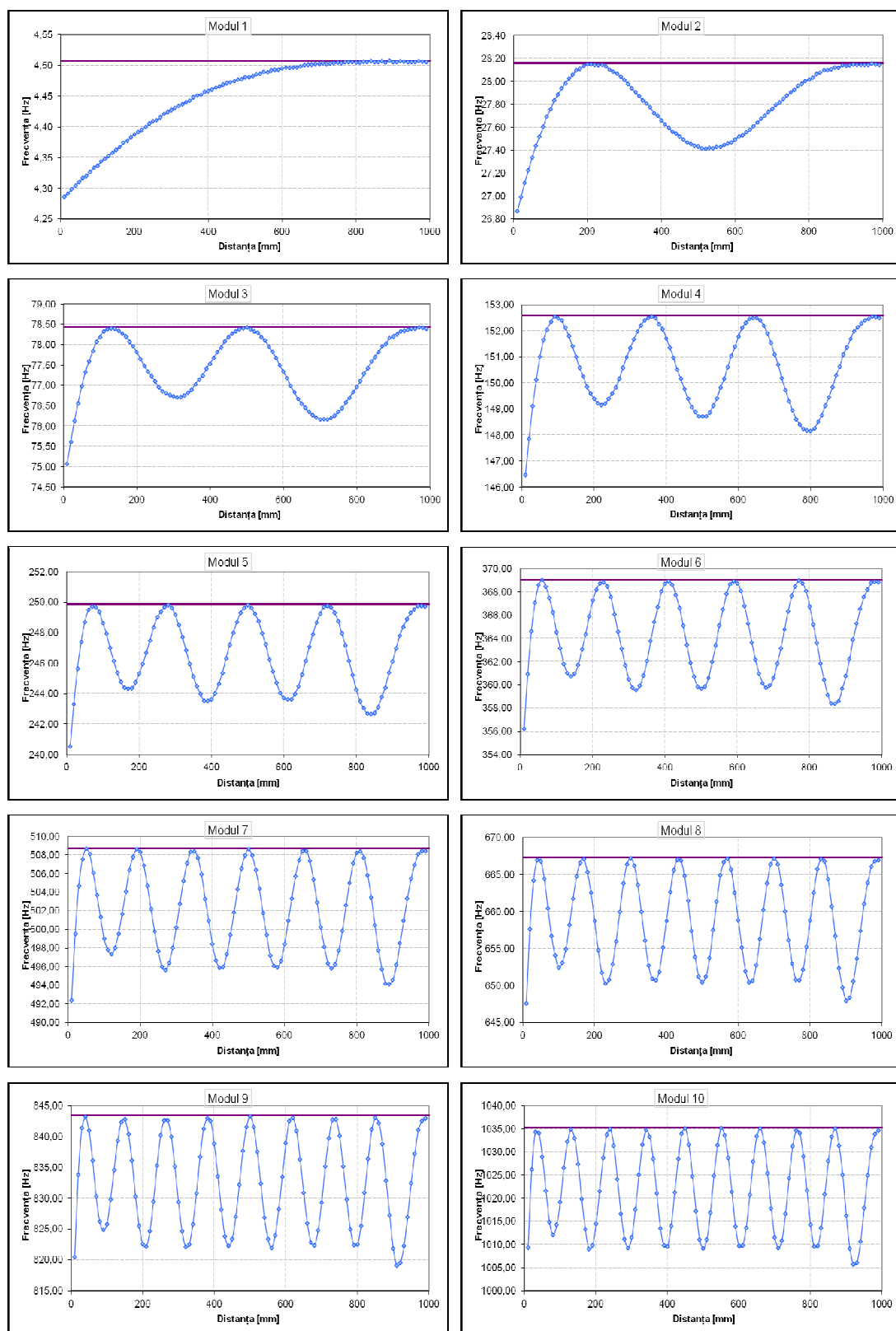


Figura 4.9. Variația frecvențelor pentru adâncimea defectului de 1 mm

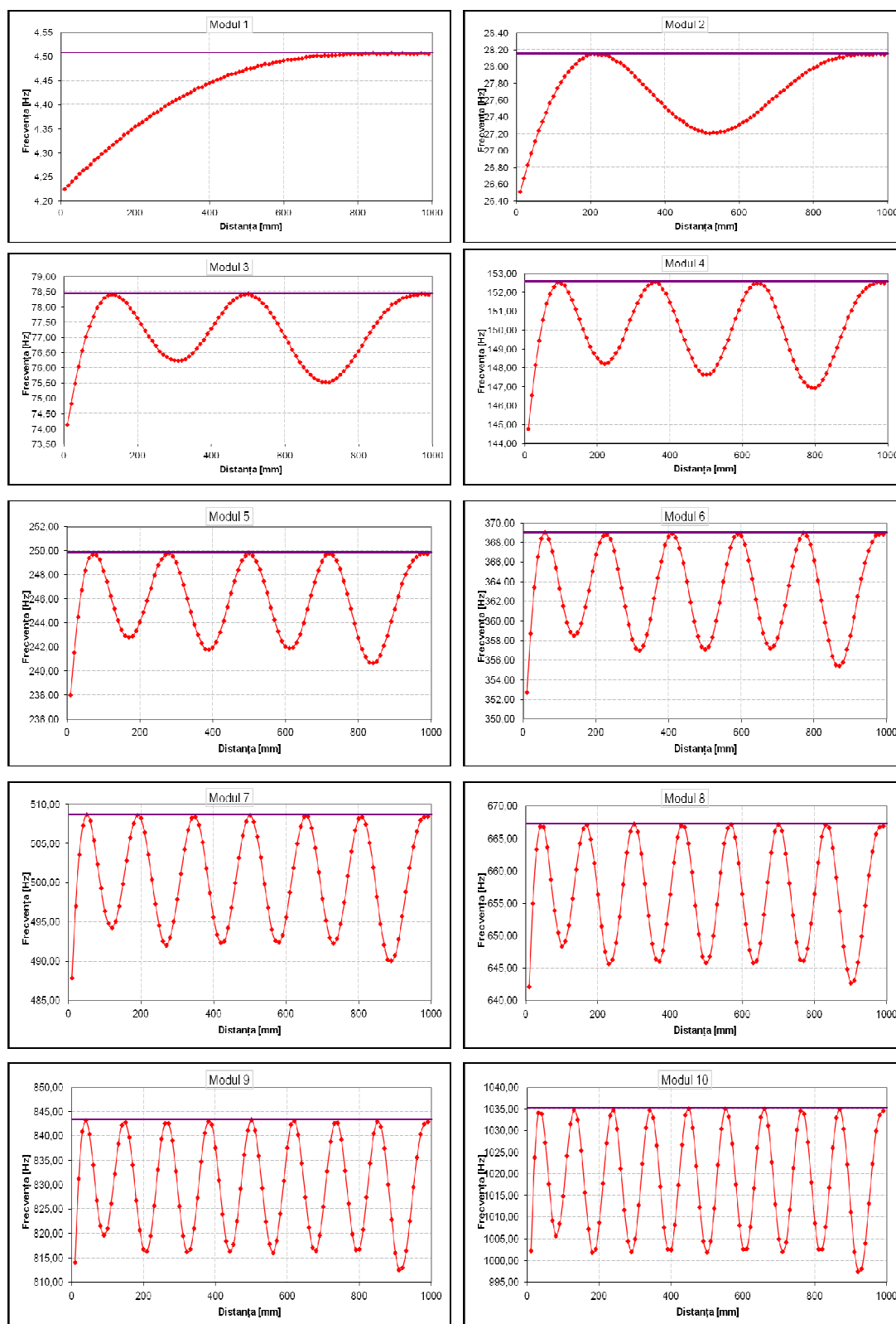


Figura 4.10. Variația frecvențelor pentru adâncimea defectului de 2 mm

Valorile frecvențelor obținute în urma simulărilor pentru adâncimea defectului de 2 mm și diferite poziții ale defectului pe grinda compozit, au fost prezentate în tabelele 4.4, 4.5 și 4.6, iar în figurile 4.10 au fost reprezentate grafic curbele de variație ale acestor frecvențe.

Pentru a putea prezenta o concluzie funcție de adâncimea defectului și locul amplasării acestuia pe grinda compozit stratificată au fost reprezentate comparativ curbele de variație ale acestor frecvențe în figurile 4.11 - 4.14, după cum urmează:

- Frecvențele pentru grinda compozit fără defect
- Frecvențele pentru grinda compozit cu defect de 1 mm
- Frecvențele pentru grinda compozit cu defect de 2 mm

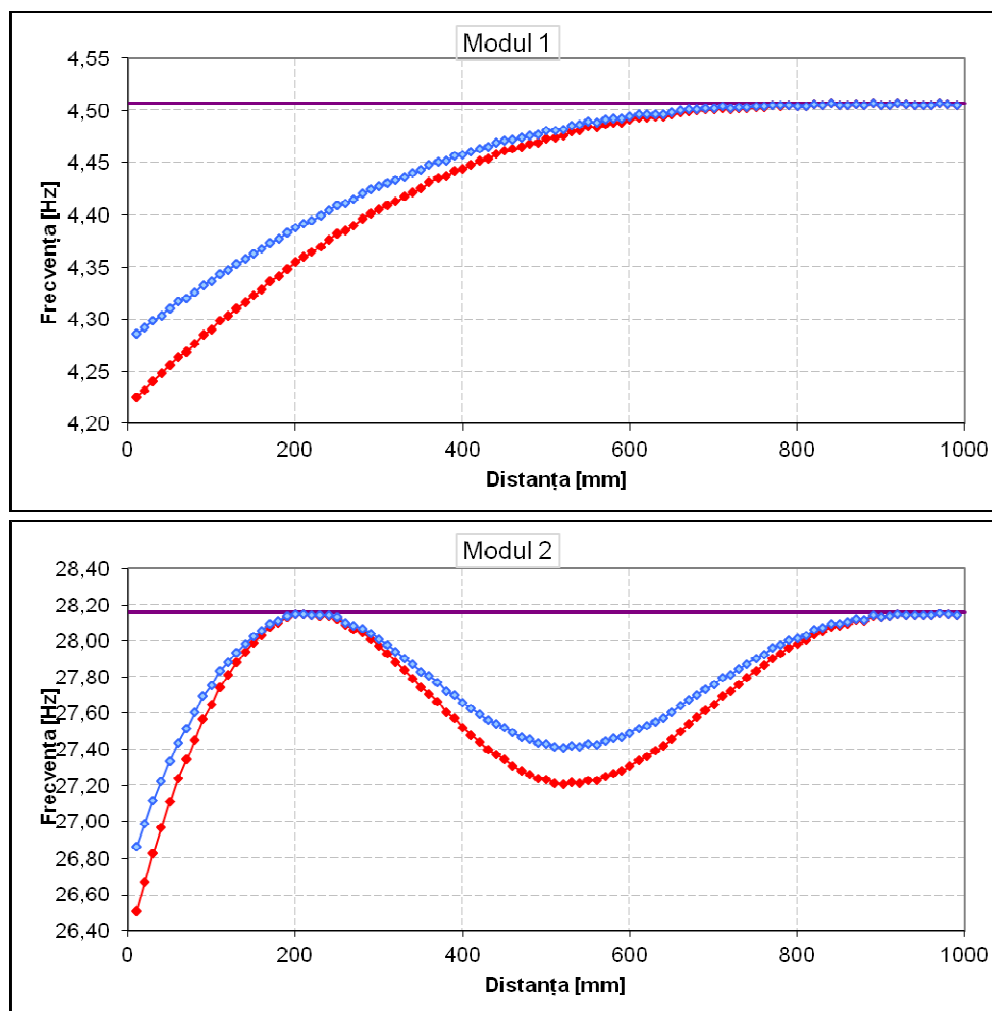


Figura 4.11. Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Primele 2 moduri

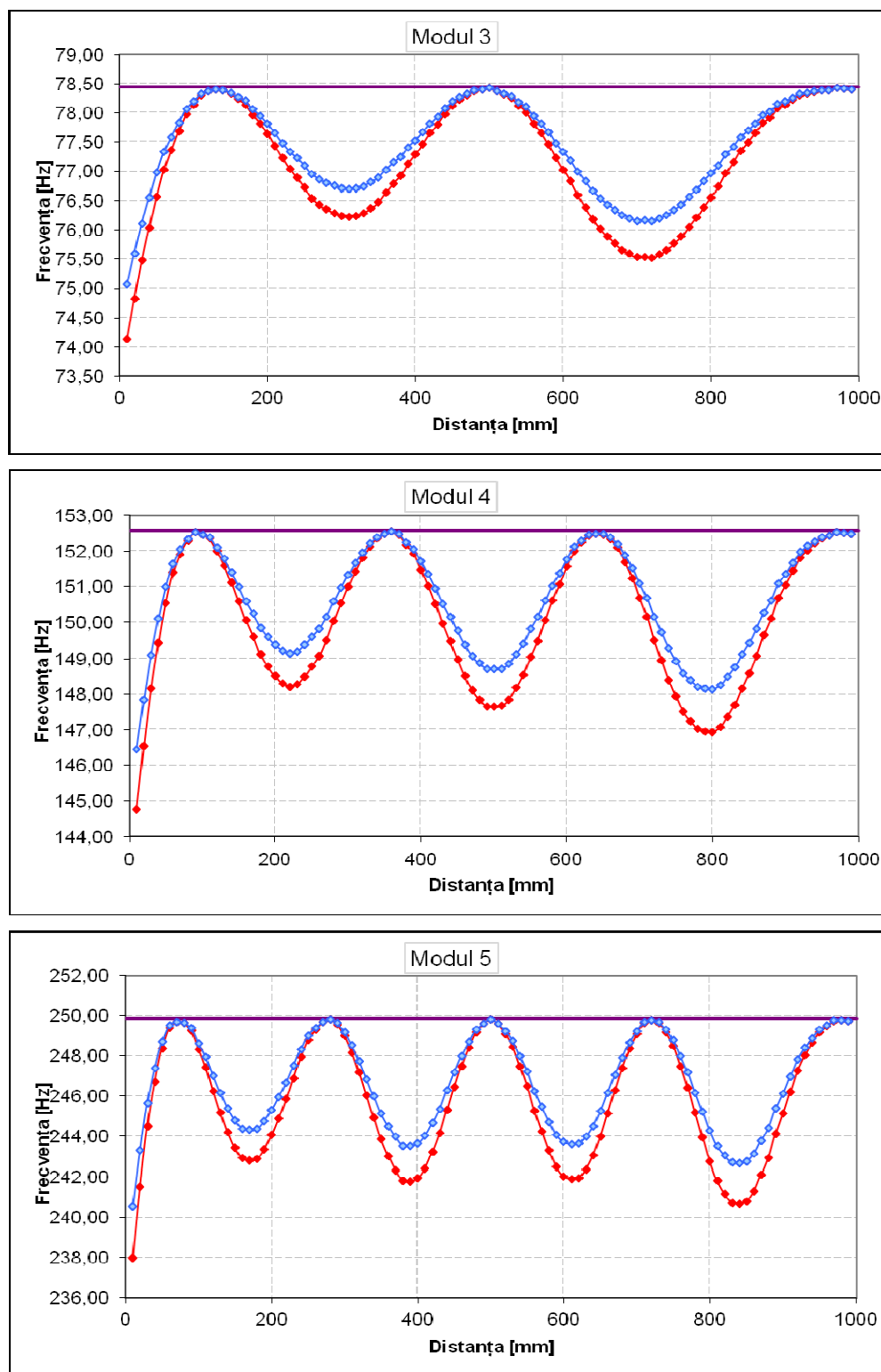


Figura 4.12. Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Modurile 3-5

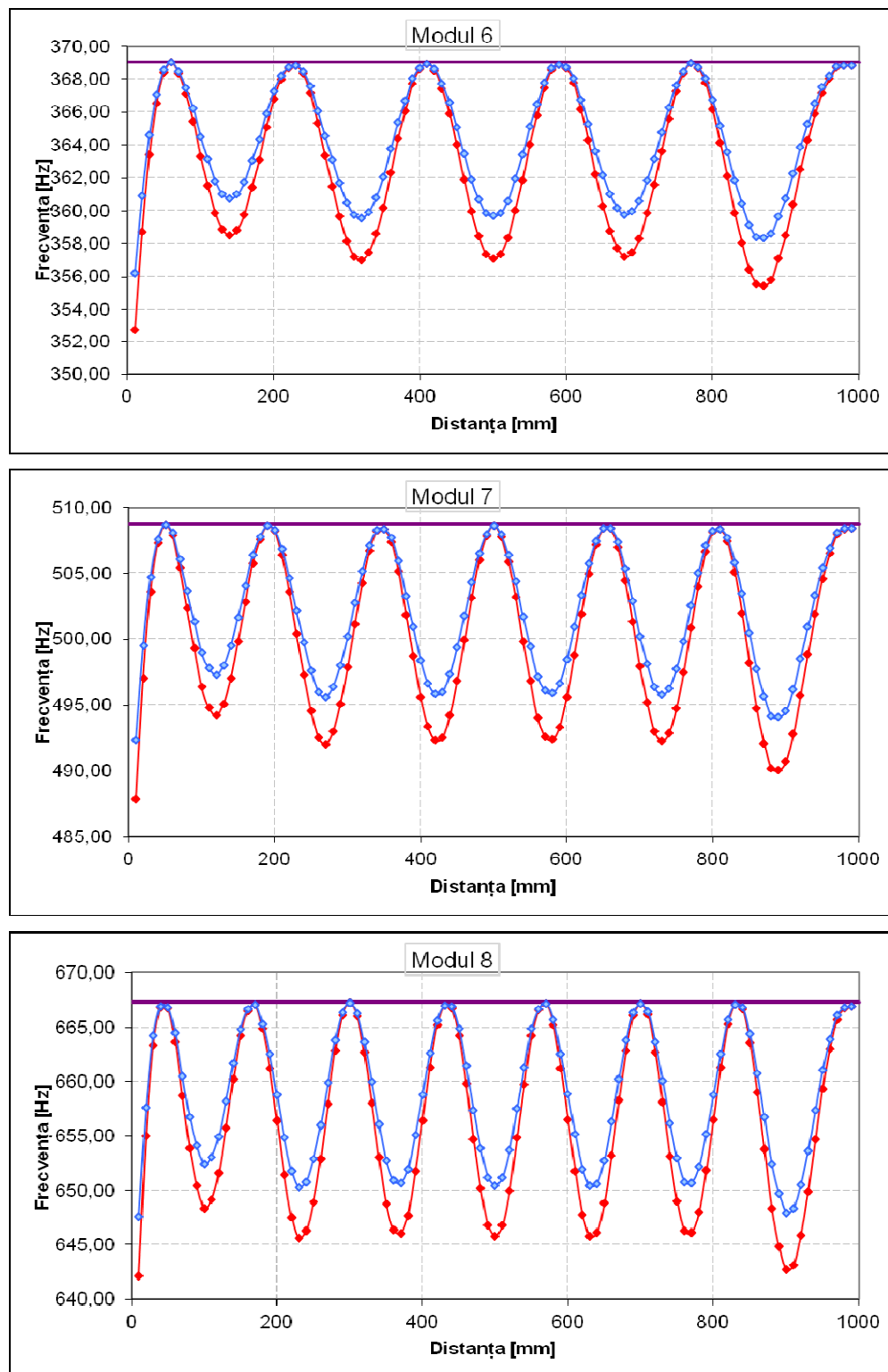


Figura 4.13. Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Modurile 6-8

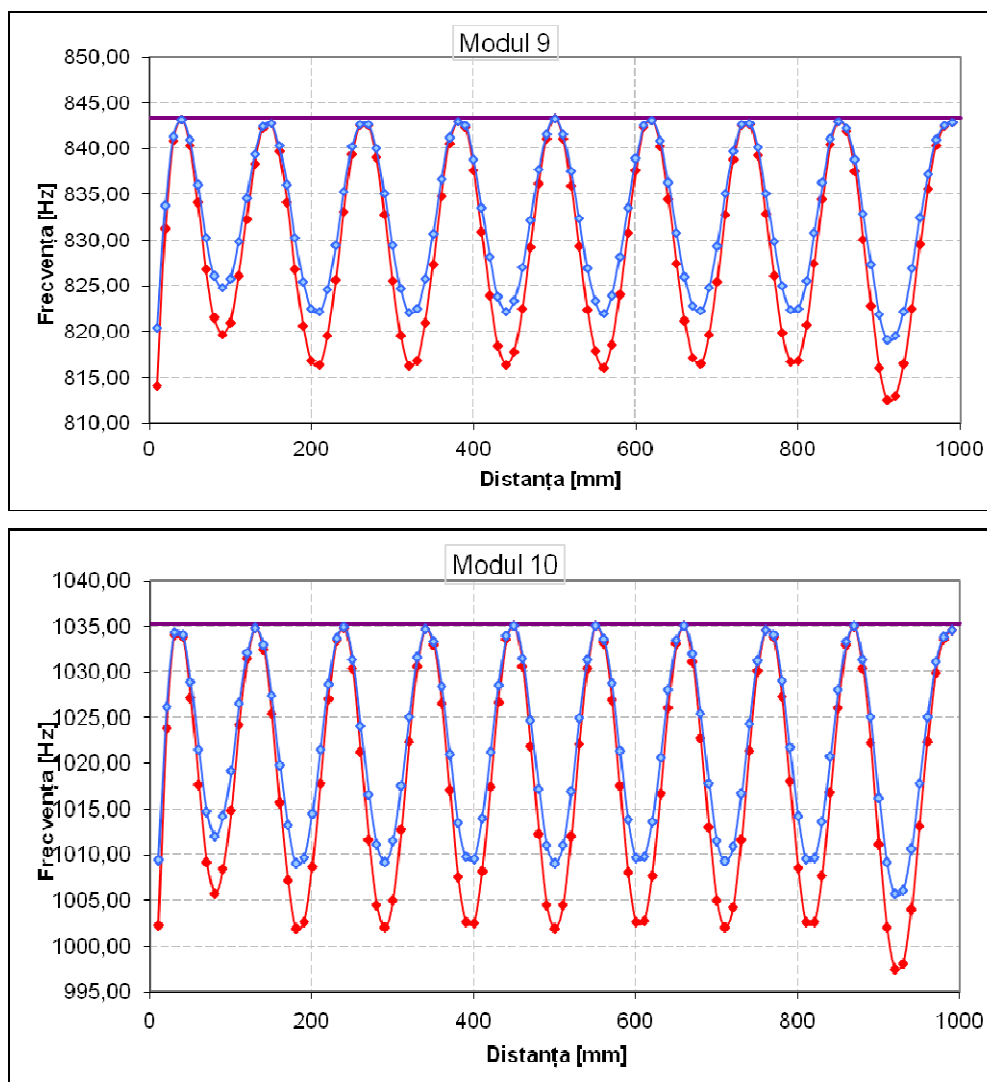


Figura 4.14. Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu defect de 1 respectiv 2 mm. Modurile 9-10

Comparând variația frecvențelor în cele două cazuri analizate, indiferent de valoarea adâncimii defectului, forma curbei de variație a frecvențelor proprii nu se modifică. Cu creșterea adâncimii defectului se amplifică doar efectul defectului în variația frecvențelor proprii.

Din grafice se observă că valoarea cu care se schimbă frecvența este direct proporțională cu valoarea pătratului curburii normalizate. Prin urmare se poate concluziona că metoda de localizare dezvoltată pentru structuri izotrope este aplicabilă și pentru compozite stratificate.

În secțiunea următoare se propune o metodă de evaluare a severității defectului prin analiza modificării frecvențelor, aceasta constituind un rezultat important al cercetărilor efectuate.

4.3. Analiza influenței adâncimii defectului

Analiza influenței adâncimii defectului se realizează cu ajutorul metodei elementului finit pe grinzi compozite cu 5 straturi în programul SolidWorks. Caracteristicile mecanice ale grinzii compozit sunt prezentate în tabelul 4.7.

Tabelul 4.7. Caracteristicile mecanice și fizice ale grinzii compozit

Caracteristici	U.M.	Valoarea
Lungimea L	mm	1000
Grosimea b	mm	5
Masa m_{total}	kg	0,523
Densitate $(EI)_{total}$	N/m ²	33,9
Deschidere defect	mm	1

În această analiză secțiunea grinzii a fost redusă local cu un pas de 0,2 mm până la o adâncime de 4,8mm rezultând un număr de 24 scenarii de defect figura 4.15.

Deschiderea defectului este de 1 mm. Simulările efectuate succesiv pentru aceste cazuri de defecte au arătat felul în care se modifică frecvența în cazul extinderii defectului.

Valorile frecvențelor proprii obținute în urma simulărilor efectuate pentru niveluri graduale ale adâncimii defectului, de la adâncimea minimă de 0,2 mm până la valoarea maximă de 4,8 mm sunt cuprinse în tabelele prezentate 4.8-4.11.

Reprezentarea grafică a curbelor de variație pentru aceste frecvențe pentru grinda compozit cu 5 straturi, pentru fiecare mod de vibrație și pe întreg palierul de valori determinat, este prezentată în figurile 4.16-4.17.

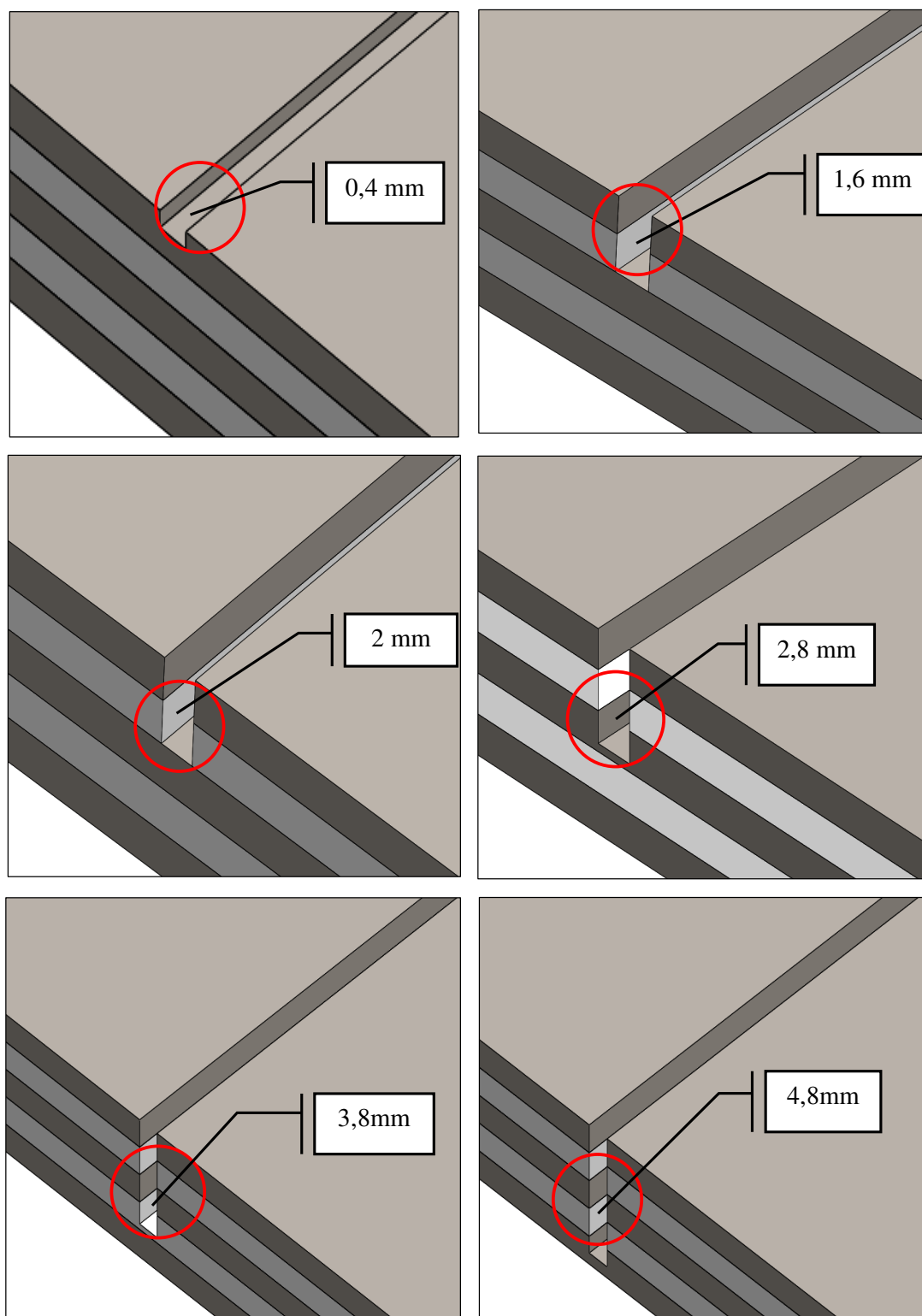


Figura 4.15. Prezența defectului în grinda compozit stratificată la diferite adâncimi

Tabelul 4.8. Valorile frecvențelor f_i pentru adâncimea defectului 0,2 și 1 mm

Frecvența f_i	Adâncimea defectului					
	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
1	4,5076	4,50646	4,50349	4,49753	4,487	4,3908
2	28,158	28,1578	28,1562	28,1523	28,145	28,073
3	78,439	78,4256	78,3794	78,2823	78,108	76,537
4	152,58	152,558	152,493	152,358	152,12	150,09
5	249,86	249,857	249,857	249,857	249,86	249,85
6	369,03	368,986	368,838	368,535	368	363,27
7	508,71	508,594	508,234	507,499	506,22	495,98
8	667,37	667,33	657,463	666,903	666,41	662,63
9	843,45	843,434	843,387	843,289	843,12	841,72
10	1035,3	1035,15	1034,58	1033,4	1031,3	1013,9

Tabelul 4.9. Valorile frecvențelor f_i pentru adâncimea defectului 1,2 și 2,2 mm

Frecvența f_i	Adâncimea defectului					
	1,2	1,4	1,6	1,8	2	2,2
1	4,37076	4,36111	4,35451	4,35005	4,34757	4,33747
2	28,0575	28,0503	28,0455	28,0422	28,0404	28,0337
3	76,2233	76,0744	75,9734	75,9056	75,8685	75,7199
4	149,7	149,519	149,398	149,316	149,272	149,094
5	249,845	249,842	249,84	249,838	249,836	249,836
6	362,34	361,899	361,598	361,396	361,285	360,845
7	494,158	493,319	492,76	492,389	492,186	491,374
8	661,981	661,678	661,476	661,34	661,262	660,977
9	843,45	843,434	843,387	843,289	843,12	841,72
10	1035,3	1035,15	1034,58	1033,4	1031,3	1013,9

Tabelul 4.10. Valorile frecvențelor f_i funcție de adâncimea defectului
cuprinsă între 2,4 și 3,4 mm

Frecvența f_i	Adâncimea defectului					
	2,4	2,6	2,8	3	3,2	3,4
1	4,31556	4,2794	4,22634	3,75949	3,5973	3,50568
2	28,0181	27,992	27,9536	27,63	27,5251	27,4678
3	75,3948	74,8667	74,1147	68,6164	67,1067	66,3296
4	148,712	148,106	147,275	142,065	140,866	140,28
5	249,834	249,831	249,826	249,796	249,786	249,777
6	359,889	358,351	356,191	341,93	338,498	336,814
7	489,647	486,988	483,492	465,276	461,922	460,383
8	660,37	659,444	658,239	651,823	650,601	650,023
9	840,642	840,18	839,515	834,908	833,664	833,017
10	1002,13	996,663	989,043	944,476	936,523	932,944

Tabelul 4.11. Valorile frecvențelor f_i funcție de adâncimea defectului
cuprinsă între 2,4 și 3,4 mm

Frecvența f_i	Adâncimea defectului						
	3,6	3,8	4	4,2	4,4	4,6	4,8
1	3,43674	3,38731	3,35951	3,20999	2,86449	2,19441	2,19441
2	27,4254	27,3955	27,3792	27,293	27,1073	26,8046	26,8046
3	65,7769	65,3973	65,1901	64,1421	62,0868	59,2318	59,2318
4	139,877	139,606	139,459	138,739	137,416	135,756	135,756
5	249,771	249,764	249,758	249,754	249,744	249,721	249,721
6	335,647	334,855	334,437	332,333	328,42	323,396	323,396
7	459,365	458,688	458,331	456,582	453,523	449,941	449,941
8	649,636	649,366	649,213	648,534	647,265	645,527	645,527
9	832,538	832,182	831,986	831,111	829,261	825,861	825,861
10	930,646	929	928,282	923,517	914,781	903,137	903,137

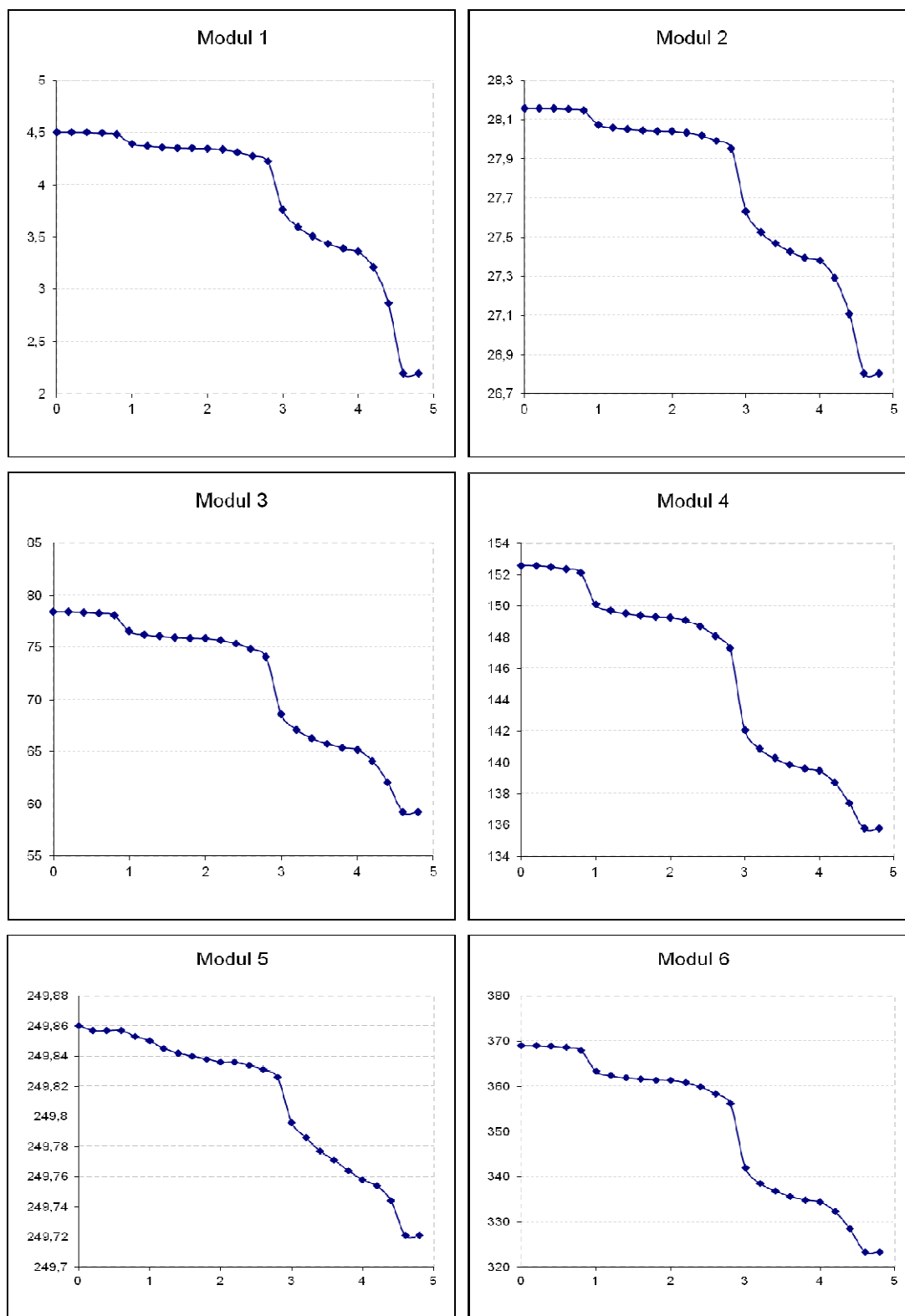


Figura 4.16. Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu adâncimea defectului cuprinsă între 0,2 și 4,8 mm. Modurile 1-6

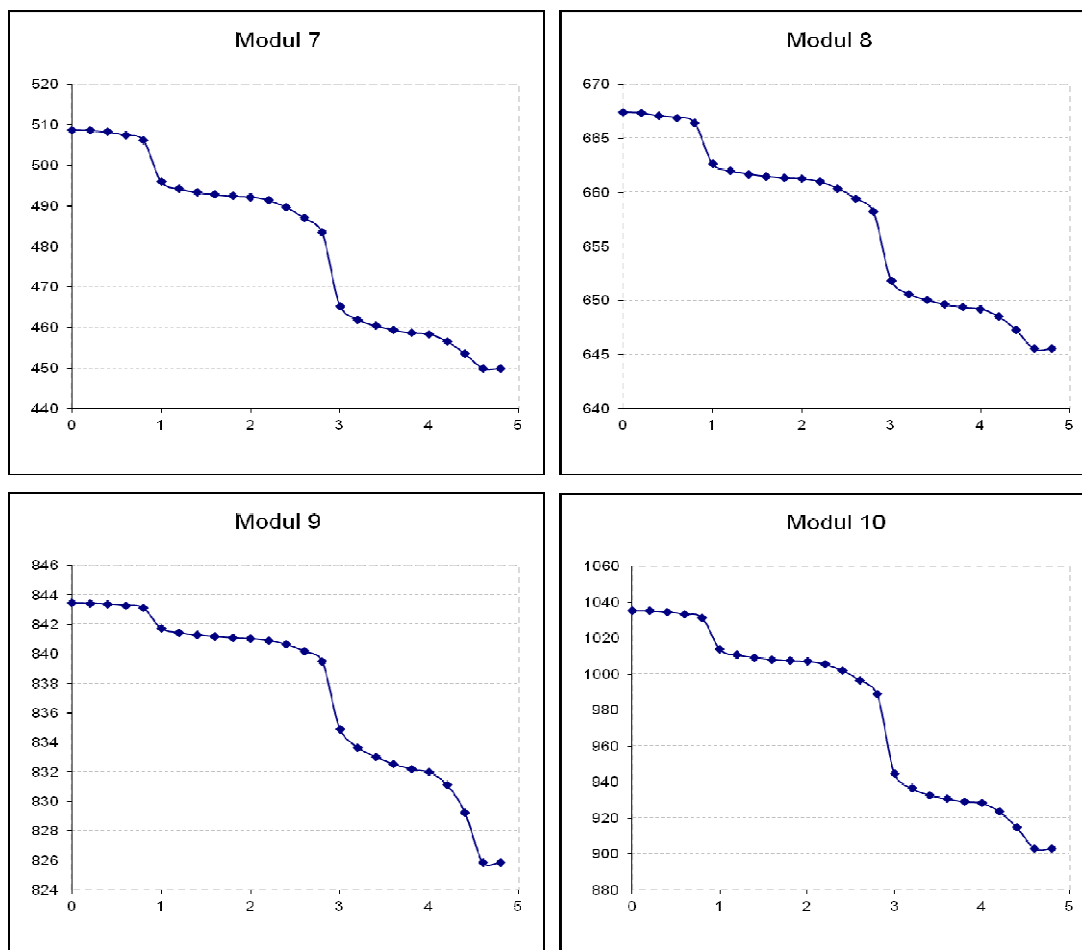


Figura 4.17. Variația frecvențelor proprii pentru grinda compozit stratificată cu adâncimea defectului cuprinsă între 0,2 și 4,8 mm. Modurile 7-10

Se observă că reprezentarea modificării frecvenței cu adâncimea are aceeași alură pentru toate modurile de vibrație. Aceasta arată faptul că este posibil să se separe problema localizării defectului și cea a evaluării severității defectului. Pentru a putea compara calitativ aceste curbe se procedează la normalizarea lor, prin împărțirea tuturor valorilor pentru un mod la valoarea frecvenței pentru grinda compozit fără defect. Valorile sunt luate din tabelele 4.8 - 4.11, iar reprezentarea grafică este prezentată în figurile 4.18 - 4.22 distinct pe intervale specifice iar în figura 4.23 pentru întreg domeniul.

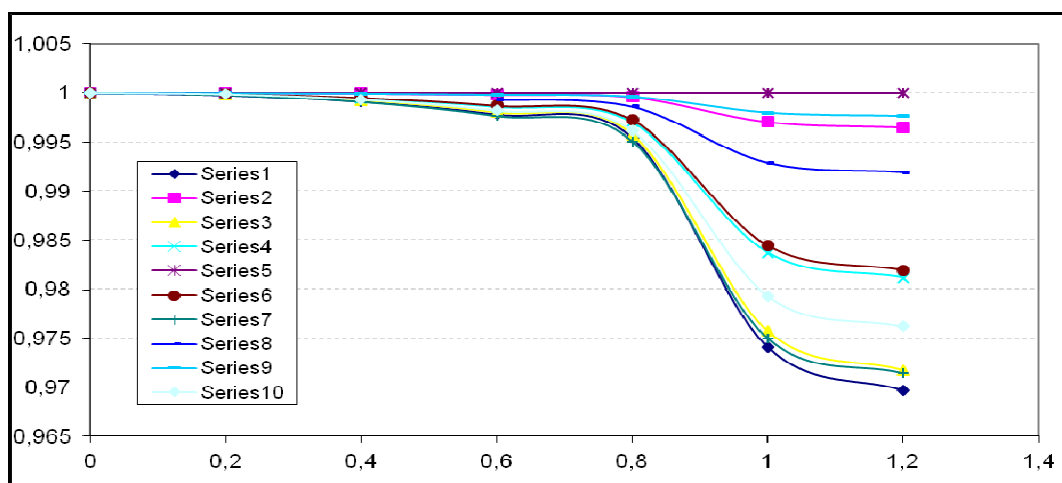


Figura 4.18. Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 0,2 și 1,2 mm

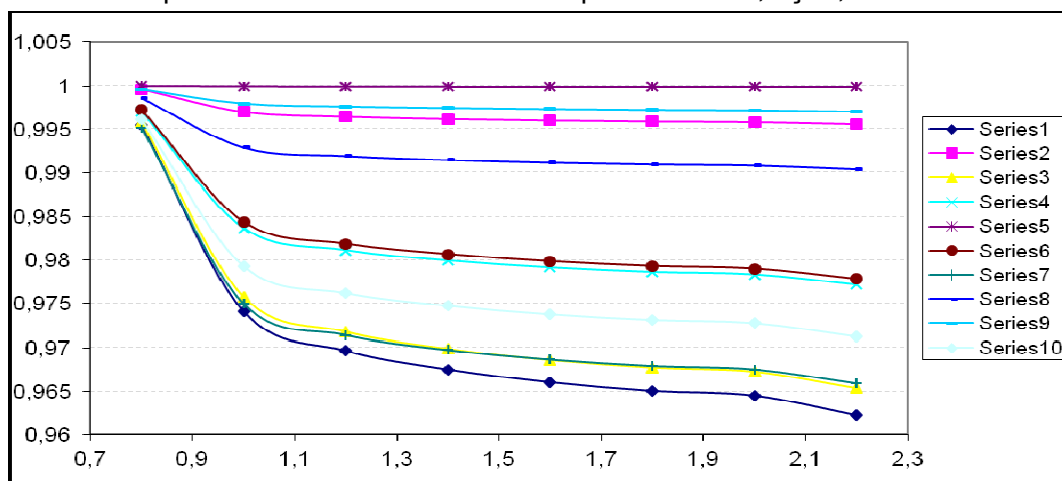


Figura 4.19. Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 0,8 și 2,2 mm

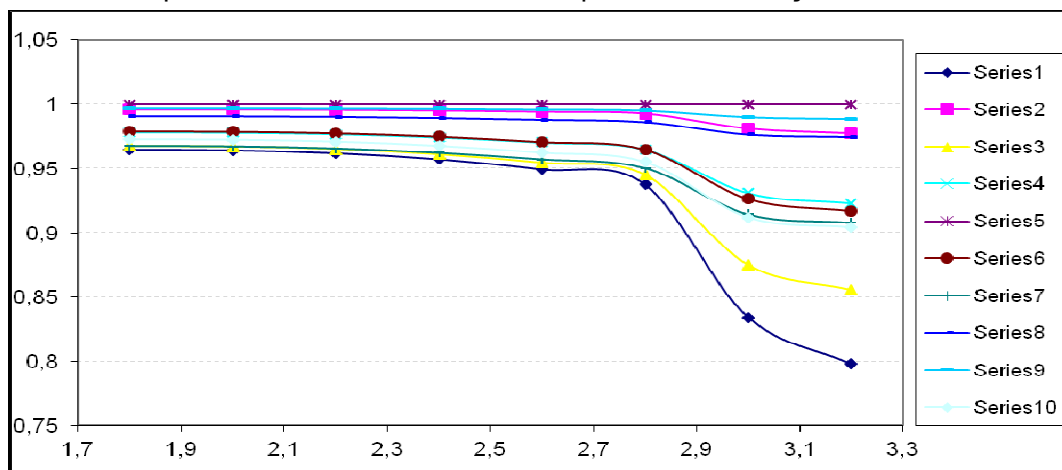


Figura 4.20. Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 1,8 și 3,2 mm

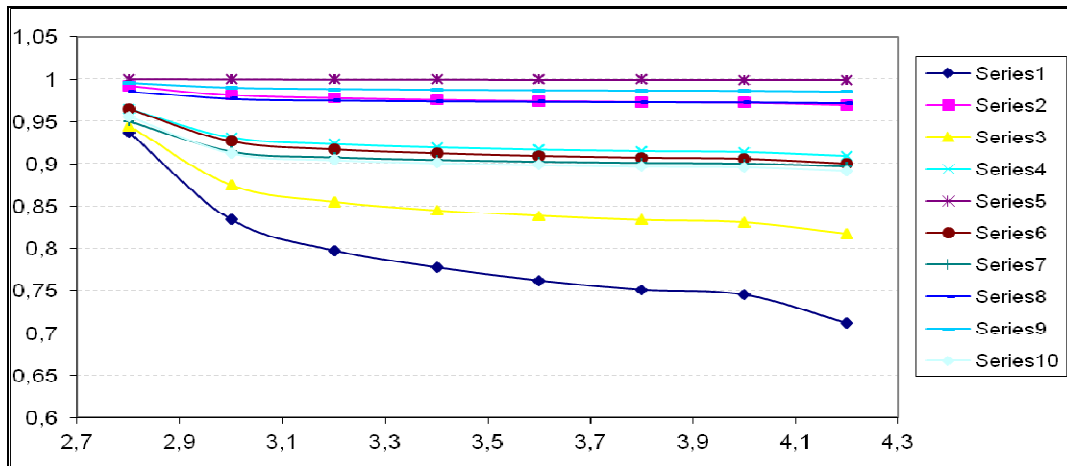


Figura 4.21. Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 1,8 și 3,2 mm

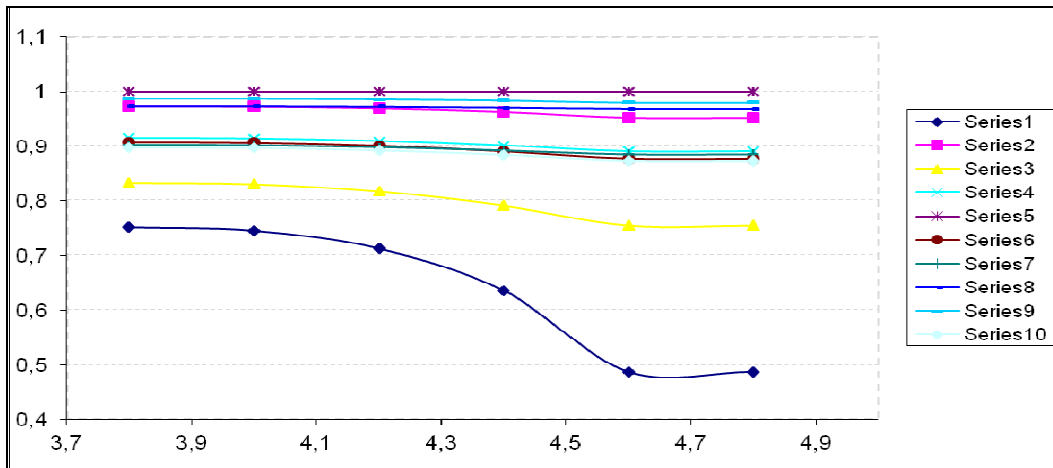


Figura 4.22. Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru adâncimea defectului cuprinsă între 2,8 și 4,8 mm

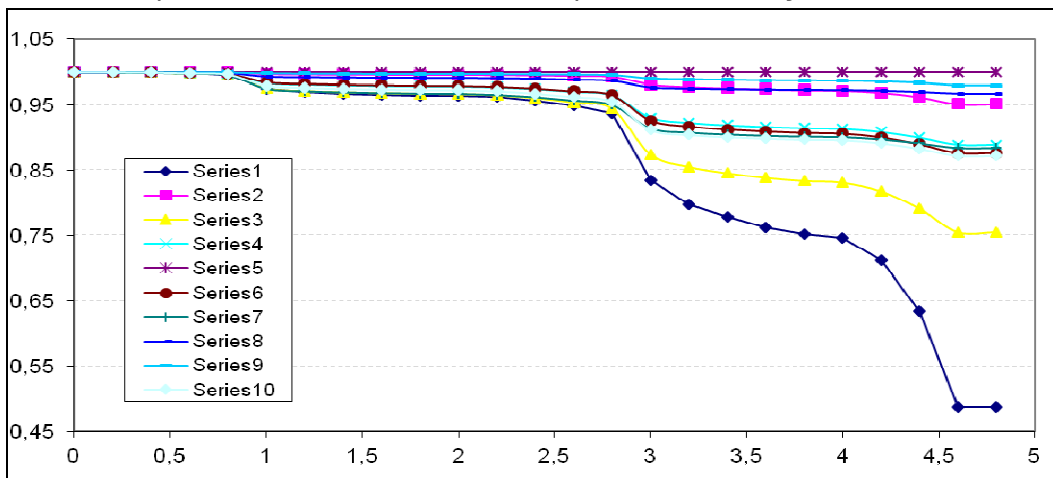


Figura 4.23. Variația frecvențelor normalizate pentru grinda compozit stratificată pentru întreg domeniul analizat

Se observă că, până la străpungerea primului strat de oțel avem o modificare a frecvenței redusă, ceea ce se explică prin faptul că structura își păstrează rigiditatea aproape neschimbată. Prin eliminarea aportului stratului de oțel exterior, rigiditatea scade mult și se semnalează un salt în scăderea frecvenței, semnificativ după ce defectul depășește 1 mm . Dacă adâncimea defectului continuă să crească, frecvențele nu se modifică semnificativ, fiind relativ constante până ce este străpuns stratul de PVC. Aceasta se explică prin faptul că rigiditatea stratului de PVC este redusă și aportul adus de acest strat nu este semnificativ. Dacă defectul se extinde în stratul central din oțel modificarea frecvențelor este de asemenea mică, deoarece tensiunile în zona respectivă, așa cum s-a arătat în capitolul 2, sunt aproape nule. Totuși, la străpungerea stratului central se sesizează un salt important. O modificare mică de frecvență se remarcă și în cazul în care defectul se extinde în cel de-al 2-lea strat de PVC.

Panta curbei este însă mai mare decât la străpungerea primului strat de PVC. Acest caz este mai mult ipotetic, deoarece structura nu își mai menține capacitatea portantă, nici măcar pentru greutatea proprie. Și în cazul străpungerii ultimului strat ce a fost studiat prin simulare numerică, s-a putut constata o descreștere rapidă a frecvențelor.

4.4. Concluzii și contribuții personale

Analiza stării deformate a grinzii în modurile de vibrație transversală a pus în evidență existența unor zone caracteristice, în care deplasarea din poziția de echilibru și curbura /momentul încovoietor prezintă maxime și valori nule. Aceste zone caracteristice sunt diferite de la un mod de vibrație la altul și depind de tipul de rezemare. În ceea ce privește forma grinzii (lungime, zveltețe) aceasta nu influențează poziția relativă a zonelor caracteristice.

Analiza cu element finit a grinzilor compozit stratificate cu defecte a relevat faptul că există o legătură deterministă între zonele de curbură zero respectiv maxime și variația frecvențelor. În acest sens, valorile cele mai mari ale modificării frecvenței datorită defectului sunt obținute în zonele de maxim al curburii iar zone-

le în care nu se înregistrează modificări ale frecvenței sunt cele în care curbura este zero.

Pentru defecte plasate între aceste zone se obțin variații ale frecvenței cu valori intermediare între zero și maxim.

Relația stabilită pentru determinarea frecvenței în cazul apariției unui defect propusă pentru grinzi stratificate, a fost validată cu ajutorul elementului finit. Abaterile obținute între valorile determinate analitic și prin metoda elementului finit fiind sub 3,5%.

Un punct important în teză a fost determinarea curbei de variație a frecvenței cu adâncimea defectului, atunci când defectul este plasat într-o poziție dată pe grindă. Pentru materiale izotrope există curbe determinate empiric prin metodele mecanicii ruperii. Acestea sunt valabile pentru secțiuni dreptunghiulare.

În teză se propune o exprimare a energiei pierdute de grindă ca urmare a defectului în funcție de modificarea valorii săgeții grinzii. Aceasta a permis stabilirea coeficientului de severitate în funcție de săgeată. În urma simulărilor și a calculelor analitice s-a dovedit că pentru un mod de vibrație dat, coeficientul de severitate poate fi calculat cu săgeata determinată pentru defectul real (scăderea rigidității se situează exact pe poziția defectului). O metoda mai avantajoasă de exprimare a modificării energiei se poate face cu săgeata determinată pentru defectul translatat în încastrare, ponderată cu pătratul curburii pentru fiecare mod de vibrație.

Curbele de variație ale frecvenței cu adâncimea defectului prezintă aceeași alură, amplitudinea fiind determinată de severitatea în modul respectiv. Pentru compozitul cu 5 straturi se remarcă 3 paliere și două adâncimi la care apare un salt, respectiv la 1 și 3 mm. Efectul dat de rigiditatea crescută a stratului central din oțel este redusă întrucât în aceea zonă tensiunile sunt apropiate de zero.

Relația care permite exprimarea frecvențelor în funcție de poziția și adâncimea defectului a fost folosită pentru realizarea unei baze de date general valabilă pentru orice compozit stratificat cu 3 respectiv 5 straturi pe baza căreia s-a dezvoltat o metoda de control al defectelor noninvaziv. Verificarea viabilității metodei s-a făcut prin teste de laborator prezentate în capitolul următor.

Capitolul 5

Experimentarea și validarea conceptelor

5.1. Descrierea standului și a echipamentului pentru măsurători de vibrații

Teza are ca principal obiectiv elaborarea unei metode privind detectarea, localizarea și evaluarea defectelor ce pot apare în grinzi compozit stratificate de secțiune rectangulară, motiv pentru care standul trebuie să ofere informații atât în ceea ce privește comportamentul grinzilor stratificate fără defecte cât și pentru cazurile existenței defectului.

Una din problemele care trebuie avute în vedere este cea legată de asigurarea rigidității standului în ansamblul său, în caz contrar măsurătorile putând fi influențate de condițiile de rezemare incorect realizate [29]. În plus, trebuie asigurată posibilitatea măsurării cu precizie a frecvențelor proprii ale grinzilor în condițiile în care influențele externe legate de mediu și de aparatura de măsură să fie neglijabile. Prin urmare standul a fost astfel conceput încât să asigure condiții bune pentru măsurarea frecvențelor proprii la grinzile compozit stratificate, fără a implica însă cerințe deosebite, astfel încât metoda de detectare, localizare și cuantificare a defectelor să poată fi aplicată și unor structuri reale, în condiții normale de funcționare a acestora.



Figura. 5.1. Stand pentru măsurători de frecvențe proprii la bare încastrate

Figura 5.1 prezintă standul realizat pentru determinarea frecvențelor proprii ale grinzilor rectangulare compozit stratificate, constând dintr-o placă rigidă atașată unei mese rigide pe care este fixată menghina unei freze universale. care simulează suficient de precis condițiile de încastrare. Este de remarcat că măsurătorile de frecvențe proprii în cazul grinzii stratificate supuse studiului nu sunt influențate de frecvențele proprii ale standului, întrucât masa și momentul de inerție al acestuia au valori ridicate.

Sistemul de măsurare are în componență un laptop Toshiba pe care este instalat programul LabVIEW, legat la șasiul compact NI cDAQ-9172 produs de firma National Instruments [119] la care se pot atașa 8 module NI 9234 cu patru canale [120], prezentat în figura 5.2. Semnalul este achiziționat de un accelerometru Kistler 8772 care transmite semnalul electric către modulul de achiziție [118].

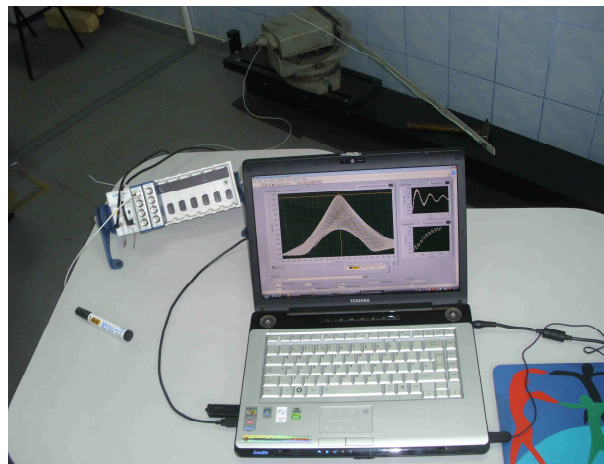


Figura 5.2. Echipament de achiziție și prelucrare a datelor

Deși literatura de specialitate recomandă utilizarea unor probe calibrate și o materializarea a defectului prin prelucrări mecanice precise, în cazul de față scopul standului este de a permite utilizarea unor grinzi față de care nu se impun precizii dimensionale deosebite. Dacă materializarea defectului poate fi făcută printr-o operație mecanică simplă (tăiere cu fierăstrăul), este de presupus că extrapolarea rezultatelor obținute în aceste condiții pentru alte cazuri particulare este mai ușor de făcut decât în cazul rezultatelor obținute pe probe calibrate.

Grinzile stratificate au fost realizate din fâșii de oțel și cauciuc adeziv la suprafața metalică, așa cum sunt prezentate în figura 5.3. Din analiza numerică efectuată s-a obținut o bază de date pentru o grindă compozit stratificată din oțel și PVC cu lungimea de 1 m, lățimea de 20 mm și o grosime de 5 mm. Ca urmare, pentru experimente s-au utilizat specimene identice, cu aceleași dimensiuni ale secțiunii transversale.



Figura 5.3. Grinzi stratificate

În cazul grinzilor stratificate fără defecte folosirea unui singur accelerometru permite măsurarea fără probleme a frecvențelor proprii ale grinzilor. În cazul grinzilor cu defecte, literatura de specialitate recomandă pentru detectarea și localizarea defectului anumite soluții specifice ce presupun amplasarea mai multor accelerometre. În acest context, un obiectiv al prezentei teze este detectarea și localizarea defectului utilizând un amplasament unic al accelerometrului.

Pentru analiza spectrală s-a folosit aplicația LabVIEW instalată pe laptop. Software-ul LabVIEW permite citirea semnalelor achiziționate în timpul măsurătorilor de vibrații, precum și prelucrarea, analiza și vizualizarea acestora. Pentru corectitudinea datelor rezultate din măsurători, sistemul trebuie calibrat înainte de începerea măsurătorilor propriu-zise. Folosind această facilități a aplicației software, s-a proiectat pentru achiziția semnalului provenit de la accelerometru un instrument virtual care permite achiziția în timp a semnalelor. Aspectul general al acestuia este prezentat în figura 5.4.

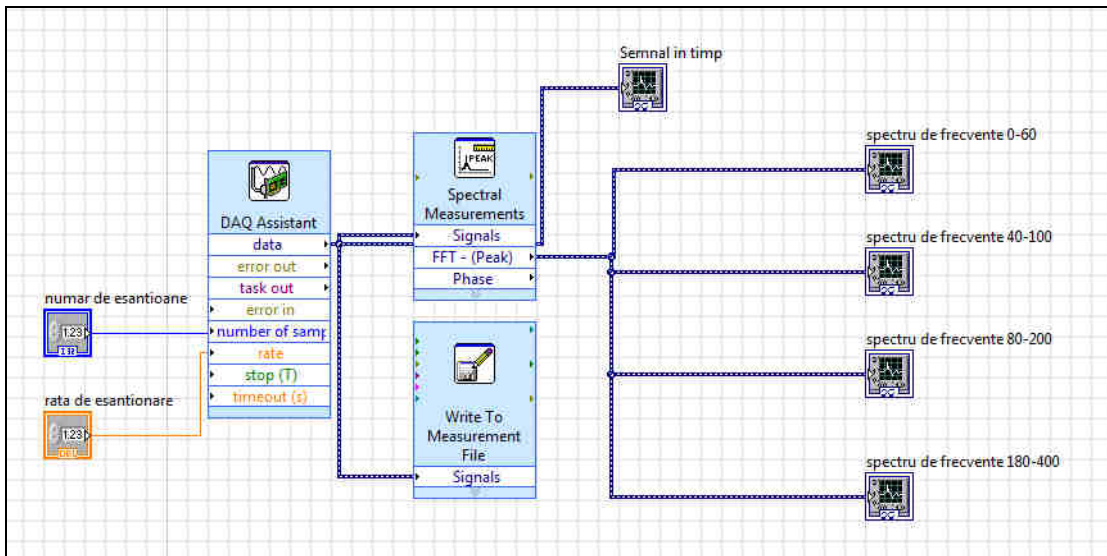


Figura 5.4. Instrument virtual pentru achiziția semnalelor

De asemenea s-a proiectat un instrument virtual necesar pentru procesarea semnalelor de frecvențe proprii achiziționate, prezentarea acestui instrument fiind făcută în figura 5.5. Scopul instrumentelor virtuale proiectate este achiziția semnalului, care ulterior va permite extragerea cu o precizie suficientă a frecvențelor proprii. Întrucât de interes sunt 5 moduri de vibrație supuse experimentării și ținând cont de limita de eșantionare a semnalului transmis de accelerometru, timpul de citire a semnalului, la o singură excitare (lovire) a grinzii, este limitat la 2 secunde pentru rata de eșantionare de 25000 Hz, deoarece numărul maxim de eșantioane la o achiziție este de 50000.

Un timp de citire mai lung asigură o rezoluție mai bună în frecvență, ajutând la determinarea frecvențelor proprii pentru modurile 1 și 2. În schimb, pentru modurile de vibrație superioare, care sunt amortizate rapid, un timp de achiziție prea lung înseamnă obținerea unui semnal care la final are energie redusă. Drept consecință, timpul de citire pentru aceste moduri este de 0,5 s la rata maximă de eșantionare.

În figura 5.5 sunt prezentate frecvențele proprii determinate cu ajutorul instrumentului virtual pentru o grindă stratificată încastrată. Pentru a citi cu precizie frecvențele este nevoie de o post-procesare a semnalului în sensul analizei pentru lungimi în timp diferiți ai semnalului, ceea ce asigură multi-rezoluția în frecvență.

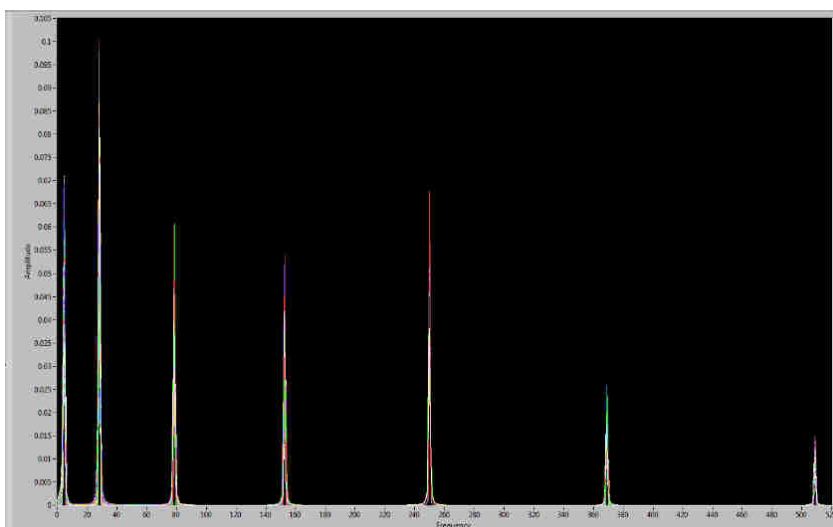


Figura 5.5. Frecvențe proprii extrase în LabVIEW

Semnalul este trunchiat și analiza spectrală indică frecvențe diferite pentru același mod, cea adevărată fiind obținută pentru amplitudinea cea mai mare. Figura 5.6 prezintă semnalul întreg și lungimea semnalului trunchiat pentru ultima analiză spectrală. Un caz de extragere a frecvenței proprii pentru un modul 5 de vibrație al grinzii încastrate stratificate este prezentat în figura 5.7.

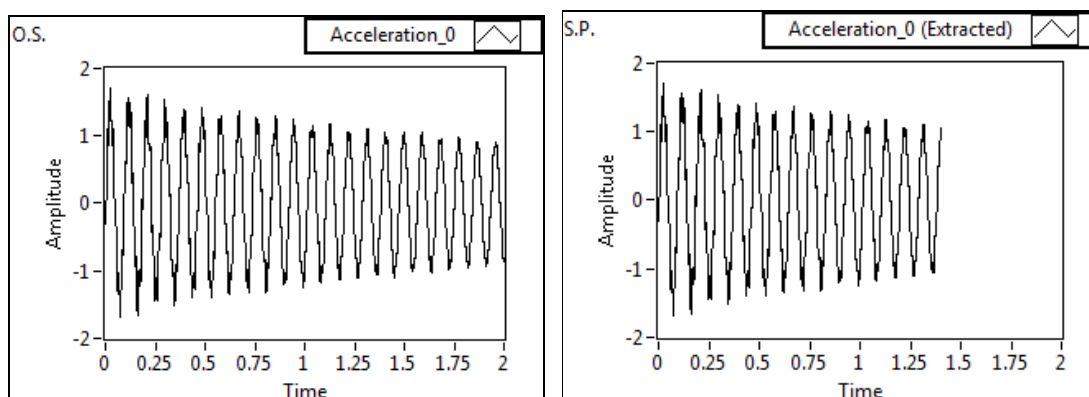


Figura 5.6. Frecvențe proprii extrase în LabVIEW

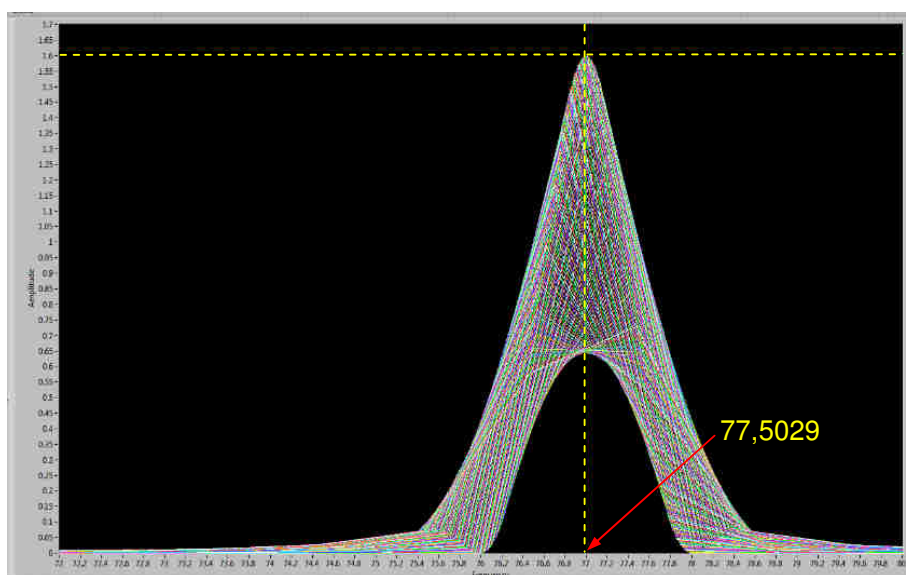


Figura 5.7. Frecvența proprie pentru modul 3 de vibrație a grinzii încastrate

Metoda propusă pentru detectarea, localizarea și cuantificarea defectelor ia în considerare doar frecvențele proprii transversale după momentul de inerție minim. Valorile frecvențelor proprii transversale sunt comparate cu cele determinate pe cale analitică sau numerică, pentru calibrarea analizei modale.

5.2. Măsurători pe bare fără defect

S-au efectuat măsurători de frecvențe proprii pe grinzi stratificate din oțel și PVC 20x5 mm cu o lungime de 1200 mm. Din lungimea de 1200 mm, pentru prinderea în menghina frezei s-au folosit 200 mm (lungimea porțiunii de încastrare). Ca urmare lungimea pentru care s-au făcut măsurătorile a fost de 1000 mm, grinzele fiind trasate și măsurate la 1000 mm în raport cu fiecare capăt în parte. Această metodă permite obținerea a două seturi de măsurători de frecvențe proprii atât pe grinda fără defect cât și pe cea cu defect. Diferențierea capătului la care este făcută încastrarea este indicată de utilizarea la marcarea grinzilor a indicativului 1a sau 1b unde 1 reprezintă numărul grinzii iar a și b capătul încastrat. Astfel pentru grinda numărul 2, în raport cu capătul în care a fost încastrată se regăsește marcajul StrD_2a sau StrD_2b (figura. 5.9).



Figura 5.8. Grindă cu marcaj pregătită în vederea măsurării

S-au făcut 5 citiri de frecvențe proprii pentru fiecare experiment, pentru fiecare citire fiind extrase primele 5 frecvențe proprii ale grinzii. Valorile au fost trecute într-un tabel. S-a făcut media aritmetică a celor 5 valori pentru fiecare mod de vibrație, iar valoarea calculată a fost comparată cu valoarea calculată analitic rezultată din analiza modală numerică.

Valorile frecvențelor proprii măsurate pentru grinzile compozit cu 3 respectiv cu 5 straturi fără defect sunt prezentate în tabelele 5.1 - 5.7.

Tabel 5.1. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 1a fără defect

Mod vibrație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	5,1162	5,1159	5,0728	5,1003	5,1061	5,1102	5,1114	5,1002
M2	32,0653	31,9109	31,2505	31,5054	31,7084	31,9036	32,0053	31,6746
M3	89,7928	88,6849	88,0161	88,1948	88,5822	88,8051	89,0559	88,5308
M4	175,9619	171,932	171,0698	171,2064	171,4592	171,6718	171,8200	171,4452
M5	290,8464	259,179	257,1688	257,2256	257,3376	257,8286	258,0756	257,5272

Tabel 5.2. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 1b fără defect

Mod vibrație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	5,1162	5,1159	5,07333	5,1015	5,1048	5,1122	5,1137	5,101106
M2	32,0653	31,9109	31,2537	31,5061	31,7096	31,9055	32,0068	31,67634
M3	89,7928	88,6849	88,0177	88,1984	88,5843	88,8068	89,0579	88,53302
M4	175,9619	171,932	171,0699	171,2075	171,4599	171,6735	171,8242	171,447
M5	290,8464	259,179	257,1696	257,2273	257,3387	257,8295	258,0772	257,5285

Tabel 5.3. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 2a fără defect

Mod vi- brație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	5,1162	5,1159	5,0715	5,1012	5,1097	5,1112	5,1125	5,1012
M2	32,0653	31,9115	31,2515	31,5074	31,7184	31,9086	32,0115	31,6795
M3	89,7928	88,6855	88,0199	88,2194	88,5872	88,8071	89,0569	88,5381
M4	175,9628	171,935	171,0791	171,2106	171,4612	171,6518	171,8227	171,4451
M5	290,8438	259,175	257,1697	257,2236	257,3396	257,8266	258,0716	257,5262

Tabel 5.4. Măsurători pentru grinda Str3FD_ 2b fără defect

Mod vi- brație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	5,1162	5,1159	5,0722	5,1035	5,1109	5,1137	5,1144	5,10324
M2	32,0653	31,9115	31,2527	31,5089	31,7199	31,8091	31,8642	31,64042
M3	89,7928	88,6855	88,1025	88,1264	88,2358	88,2860	88,3556	88,28724
M4	175,9628	171,935	171,0742	171,2610	171,4672	171,6510	171,7382	171,4777
M5	290,8438	259,175	257,1731	257,2296	257,3539	257,8126	258,1271	257,7488

Tabel 5.5. Măsurători pentru grinda Str5FD_ 1a fără defect

Mod vibrație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	4,4515	4,4528	4,3323	4,3802	4,4038	4,4071	4,4273	4,39014
M2	27,8996	27,818	27,678	27,875	27,944	28,293	28,3758	28,03316
M3	78,1276	77,502	76,026	76,2029	76,5005	76,7082	77,0031	76,48814
M4	153,102	150,78	149,644	149,714	149,823	149,974	150,051	149,841
M5	253,061	246,96	242,459	242,922	242,81	243,51	243,172	244,9746

Tabel 5.6. Măsurători pentru grinda Str5FD_ 1b fără defect

Mod vibrație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	4,4515	4,4528	4,3352	4,3896	4,4062	4,41071	4,4376	4,395862
M2	27,8996	27,818	27,6863	27,6987	27,7753	27,7922	27,8178	27,75406
M3	78,1276	77,502	76,2026	76,5202	76,9630	77,1245	77,2032	76,8027
M4	153,102	150,78	149,6441	149,871	149,982	150,0974	150,3514	149,9892
M5	253,061	246,96	242,859	243,235	243,681	243,9651	244,2172	243,5915

Tabel 5.7. Măsurători pentru grinda Str5FD_ 2a fără defect

Mod vibrație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	4,4515	4,4528	4,3303	4,3802	4,4018	4,4071	4,4273	4,38934
M2	27,8996	27,818	27,578	27,665	27,701	27,945	28,027	27,7832
M3	78,1276	77,502	76,2026	76,320	76,4501	76,4808	77,0061	76,4919
M4	153,102	150,78	149,485	149,619	149,831	149,946	150,018	149,7798
M5	253,061	246,96	243,459	243,892	244,281	244,912	245,622	244,4331

Tabel 5.8. Măsurători pentru grinda Str5FD_ 2b fără defect

Mod vibrație	Frecvențe proprii [Hz]		Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	ANALITIC	FEM	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	4,4515	4,4528	4,3368	4,3856	4,4098	4,4126	4,4289	4,39474
M2	27,8996	27,818	27,626	27,689	27,713	27,785	27,804	27,7234
M3	78,1276	77,502	76,3350	76,4125	76,4728	76,4930	77,0157	76,5458
M4	153,102	150,78	149,466	149,553	149,679	149,857	150,063	149,7236
M5	253,061	246,96	243,694	243,992	244,328	244,691	245,715	244,484

Pentru comparație au fost folosite valorile frecvențelor proprii măsurate și frecvențele proprii obținute din analiza numerică. Valorile sunt prezentate în tabelul 5.8.

Tabel 5.9. Valorile abaterilor măsurate ale grinzilor fără defect

Mod vibrație	Abateri [%]							
	Str3D_1a	Str3D_1b	Str3D_2a	Str3D_2b	Str5D_1a	Str5D_1b	Str5D_2a	Str5D_2b
M1	0,30688	0,28917	0,28733	0,24746	1,40720	1,27870	1,42517	1,30389
M2	0,74049	0,73504	0,72701	0,84947	0,77346	0,22985	0,12509	0,34006
M3	0,17376	0,17125	0,16620	0,44907	1,30817	0,90229	1,30332	1,23377
M4	0,28313	0,28208	0,28493	0,26598	0,62276	0,52448	0,66335	0,70062
M5	0,63732	0,63683	0,63617	0,55026	0,80393	1,36400	1,02320	1,00259

Din analiza valorilor măsurate se poate observa că abaterile față de calculul numeric cât și față de rezultatele obținute prin metoda elementului finit sunt sub 2% .

5.3. Măsurători pe bare cu defect

Materializarea defectului s-a făcut prin crestarea grinzii cu ajutorul unui fier-răstrău de lăcătușerie, pe toată lățimea sa, la adâncimi bine determinate (defect de tip deschis). Crestarea a fost realizată între cele două marcaje care delimitează lungimea barei la 1000 mm, dar nu la mijlocul barei. Rezultă astfel 2 seturi de măsurători respectiv 2 cazuri de analizat pentru o singură grindă.

Pentru identificarea măsurătorilor, s-a folosit o codificare formată din litere și cifre de tipul StrxD unde Str reprezintă cuvântul “stratificat”, x – numărul de straturi iar D semnifică “cu defect”. Această codificare a fost folosită și la marcarea grinzilor studiate, prezentată în tabelul 5.6.

Tabel 5.10. Cazuri analizate

Nr. crt.	Marcaj bară	Lungime bară [mm]	Adâncime Defect [mm]	Secțiune bară [mm-mm]
1	Str3D_1a	1000	0,8	20·5
2	Str3D_1b,	1000	0,8	20·5
3	Str3D_2a	1000	1,6	20·5
4	Str3D_2b	1000	1,6	20·5
5	Str5D_1a	1000	0,8	20·5
6	Str5D_1b	1000	0,8	20·5
7	Str5D_2a	1000	1,6	20·5
8	Str5D_2b	1000	1,6	20·5



Figura. 5.9. Grinda Str3D_1a cu defectul la 274 mm de încastrare

Valorile frecvențelor proprii măsurate pentru cazurile analizate în tabelul 5.21 sunt prezentate mai jos

În figurile 5.10 respectiv 5.11 este prezentat cazul grinzii Str3D_2a care are practicat defectul la 278 mm față de încastrare atât pentru grinzile cu 3 straturi cât și pentru cele cu 5 straturi, pentru prinderea la capătul Str5D_2a (figura 5.10), respectiv defectul la 526 mm față de încastrare (figura 5.11). Adâncimea defectului practicat este de 0,8 mm și 1,6mm.

Tabel 5.11. Măsurători pentru grinda cu 3 straturi cu defect 0,8 mm la $x = 0,274 m$

Mod vibrație	Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	5,03582	5,0567	5,0752	5,0923	5,1042	5,072844
M2	31,86992	31,8761	31,8842	31,8975	31,9029	31,88612
M3	88,17588	88,2671	88,3385	88,4638	88,5327	88,3556
M4	171,60232	171,692	171,735	171,810	171,893	171,7465
M5	255,915	256,712	257,342	258,017	258,621	257,3214

Tabel 5.12. Măsurători pentru grinda cu 3 straturi cu defect 1,6 mm la $x = 0,274 m$

Mod vibrație	Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	5,03582	5,0573	5,0768	5,0996	5,1058	5,075064
M2	31,01785	31,0879	31,2068	31,3342	31,7629	31,28193
M3	89,1653	89,2697	89,3054	89,4638	88,5307	89,14698
M4	169,6023	169,3692	170,2739	170,8104	171,6235	170,3359
M5	251,9501	252,3471	252,9354	253,6017	253,9624	252,9593

Tabel 5.13. Măsurători pentru grinda cu 5 straturi cu defect 0,8 mm la $x = 0,274$ m

Mod vibrație	Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	4,4058	4,4235	4,4557	4,4627	4,4872	4,44698
M2	27,6552	27,6728	27,7594	27,8635	28,1456	27,8193
M3	77,3126	77,6443	77,8503	77,9384	78,1087	77,77086
M4	149,8421	150,6482	151,0231	151,4733	152,1245	151,0222
M5	243,6240	245,9226	247,0815	248,6335	249,8663	247,0256

Tabel 5.14. Măsurători pentru grinda cu 5 straturi cu defect 1,6 mm la $x = 0,274$ m

Mod vibrație	Frecvențe proprii măsurate [Hz]					Valoare Medie [Hz]
	1.lvm	2.lvm	3.lvm	4.lvm	5.lvm	
M1	4,4113	4,4296	4,4453	4,4636	4,4721	4,44438
M2	27,6655	27,6832	27,7450	27,8928	28,0145	27,8002
M3	77,3514	77,5646	77,7851	77,8938	78,1098	77,74094
M4	149,3842	150,2648	151,0023	151,4758	152,1203	150,8495
M5	244,6246	246,5922	247,9081	248,8635	249,1586	247,4294

5.4. Determinarea poziției defectului

Pentru fiecare caz analizat în parte se poate calcula abaterea relativă a frecvențelor proprii, sub forma relației (4.1).

$$\Delta f^* = \frac{f_{i-U} - f_{i-D}}{f_{i-U}} \cdot 100 \text{ [%]} \quad (5.1)$$

în care, f_{i-U} [Hz], reprezintă frecvența proprie măsurată pentru grinda fără defect și f_{i-D} [Hz] reprezintă frecvența proprie măsurată a grinzii cu defect, pentru modul de vibrație i .

Din relația indicând variația frecvenței relative și coeficienții de localizare ai defectului se poate estima adâncimea acestuia. Practic, se împart valorile corespunzătoare diverselor moduri, obținându-se severitatea defectului γ . Apoi se trece la identificarea săgeții grinzii defecte care este automat corelată cu adâncimea acestuia.

Tabel 5.15. Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str3D_1a
defectul cu adâncimea de 0,8 mm

f_U	f_D	Δf_i^*	Ψ_i	$\left(\bar{\phi}''(x)\right)^2$	Φ_i	ε_i
5,1159	5,03582	1,565316	0,936335	0.391278	0,97848	0,75003
31,910	31,8699	0,125666	0,130911	0.050906	0,1273	0,59491
88,684	88,1758	0,573046	0,99998	0.399882	1	0,30218
171,93	171,6023	0,190601	0,633486	0.286955	0,7176	0,02764
257,17	256,2663	0,351402	0,047201	0.000747	0,00187	0,9980
		1,565316		0.399882		

Tabel 5.16. Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str3D_1a
defectul cu adâncimea 1,6 mm

f_U	f_D	Δf_i^*	Ψ_i	$\left(\bar{\phi}''(x)\right)^2$	Φ_i	ε_i
5,1159	4,57912	10,49239	0,938832	0.391278	0,97848	0,96270
31,910	31,0178	2,795989	0,13105	0.050906	0,1273	0,98179
88,684	79,9327	9,867958	1	0.399882	1	0,9655
171,93	166,8644	2,946315	0,63308	0.286955	0,7176	0,9026
257,17	251,9509	2,029436	0,03919	0.000747	0.001928	0,9996
		10,49239		0.399882		

Tabel 5.17. Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str5D_1a
defectul cu adâncimea de 0,8 mm

f_U	f_D	Δf_i^*	Ψ_i	$\left(\bar{\phi}''(x)\right)^2$	Φ_i	ε_i
4,4528	4,487	0,76806	0,937836	0.391278	0,97848	0,49056
27,818	28,145	1,1755	0,1293	0.050906	0,13059	0,95669
77,502	78,1084	0,78243	1,0001	0.399882	1	0,48892
150,78	152,121	0,88938	0,71536	0.286955	0,7176	0,67735
246,96	274,189	11,0257	0,049095	0.000747	0,00192	0,99993
		11,0257		0.399882		

Tabel 5.18. Abaterea relativă a frecvențelor pentru Str5D_1a
defectul cu adâncimea de 1,6 mm

f_U	f_D	Δf_i^*	Ψ_i	$\left(\bar{\phi}''(x)\right)^2$	Φ_i	ε_i
4,4528	4,3545	2,2076	0,9704	0.391278	0,97848	0,82276
27,818	28,045	0,81602	0,12696	0.050906	0,1273	0,93762
77,502	75,973	1,972852	0,99936	0.399882	1	0,797306
150,78	149,4	0,915241	0,714586	0.286955	0,7176	0,686470
246,96	272,42	10,3094	0,018669	0.000747	0,00187	0,999927
		10,3094		0.399882		

În continuare sunt prezentate elementele de validare ale cazurilor analizate, precum și metodologia de estimare a poziției defectului. Se reprezintă grafic semnătura defectului determinată din frecvențele proprii măsurate în paralel cu coeficienții de localizare ai defectului pentru poziția acestuia. Din comparația valorilor se observă o bună corelație pentru toate cele 4 cazuri analizate, abaterea cea mai mare fiind de 1%. Pentru toate celelalte cazuri de poziții a defectului pe grindă, valorile coeficienților de localizare a defectului vor diferi semnificativ de semnătura defectului pentru poziția dată.

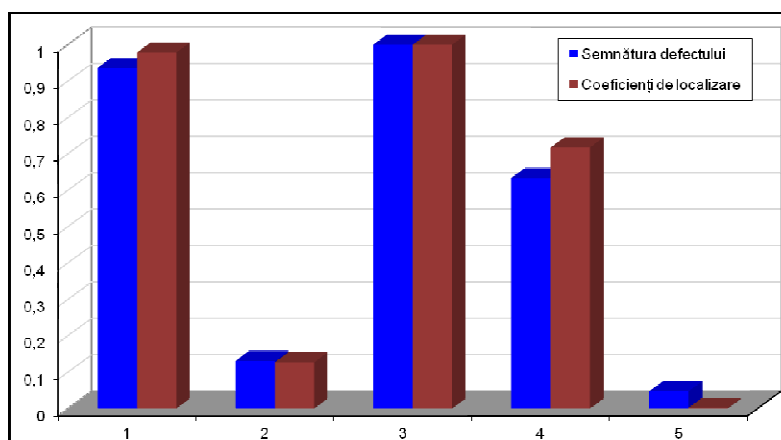


Figura 5.10. Comparație între semnătura defectului de adâncime 0,8 mm pentru grinda cu 3 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274m$

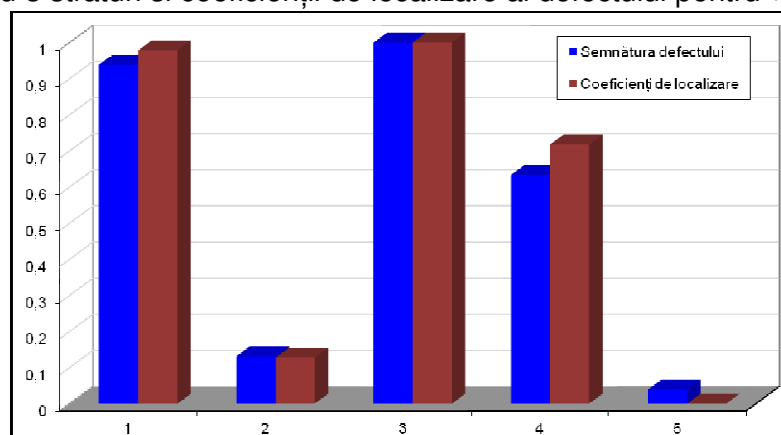


Figura 5.11. Comparație între semnătura defectului de adâncime 1,6 mm pentru grinda cu 3 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274m$

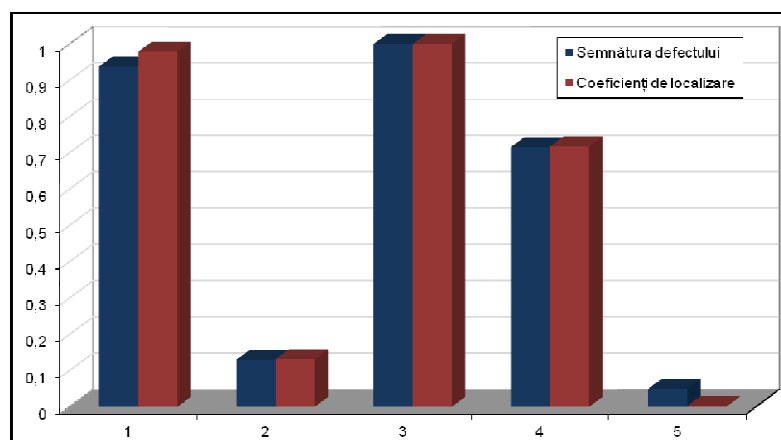


Figura 5.12. Comparație între semnătura defectului de adâncime 0,8 mm pentru grinda cu 5 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274m$

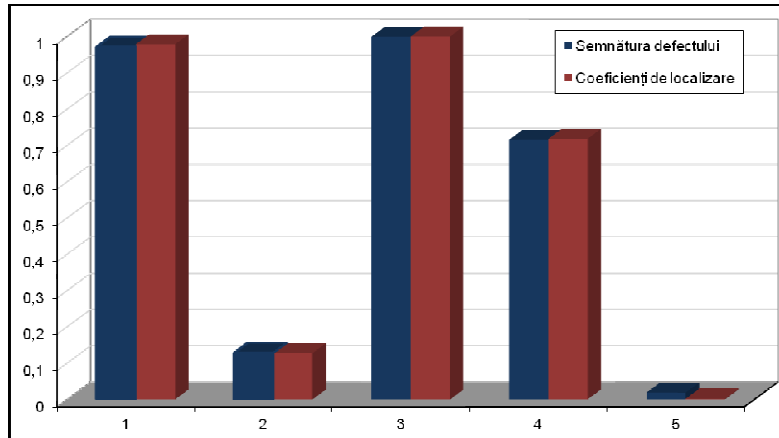


Figura 5.13. Comparație între semnătura defectului de adâncime 1,6 mm pentru grinda cu 5 straturi și coeficienții de localizare ai defectului pentru $x=0,274m$

Testând metoda pe un caz real se poate concluziona că localizarea defectului se face cu precizie iar evaluarea severității în limite rezonabile.

În relația (5.1) se separă termenul dat de adâncimea și severitatea defectului rezultând relația (5.2).

$$\Delta f^* = \gamma \cdot (\bar{\phi}_i''(x))^2 \quad (5.2)$$

Prin separarea severității se obține termenul γ , de forma relației (5.3).

$$\gamma = \frac{\Delta f^*}{(\bar{\phi}_i''(x))^2} \quad (5.3)$$

În cazul grinzii Str5d_1a, unde $\Delta f^* = 1,700$ și pătratul curburii în locația $x=0,274m$ este $(\bar{\phi}_i''(x))^2 = 3,99$ rezultând coeficientul de severitate $\gamma = 0,0025$. Din relația (4.3) se obține:

$$\frac{\sqrt{\delta_D} - \sqrt{\delta_U}}{\sqrt{\delta_U}} = \gamma \quad (5.4)$$

$$\delta_D = \frac{\delta_U}{(1-\gamma)^2} = \frac{\delta_U}{(1-0,0025)^2} \quad (5.5)$$

Figura 5.14 reprezintă variația săgeții cu adâncimea defectului, pentru grinda compozită cu 5 straturi. Din grafic se identifică adâncimea defectului ca fiind 0,9 mm, corespunzătoare lui $\gamma = 0,016781$.

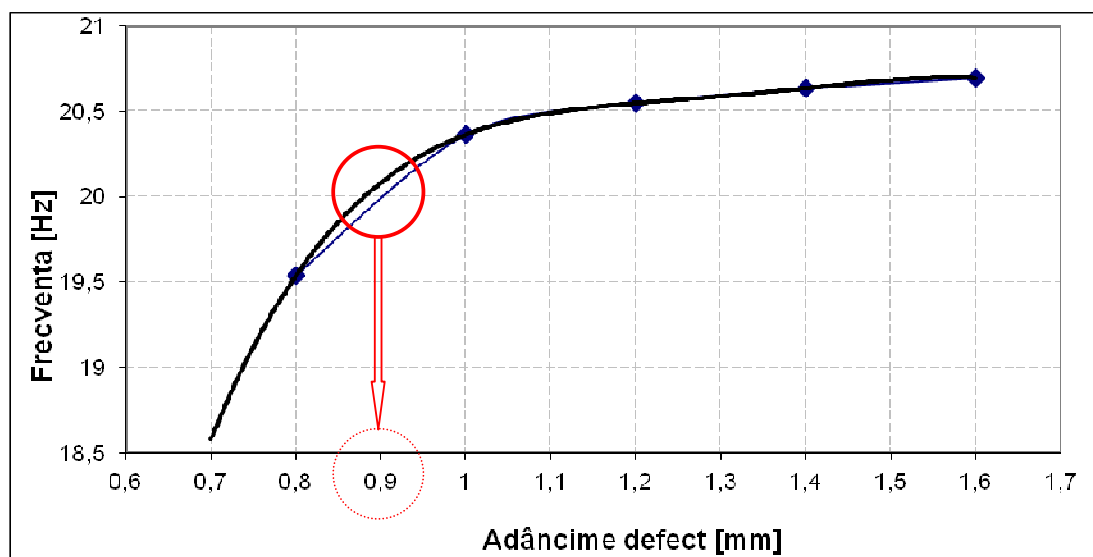


Fig. 5.14. Variația săgeții cu adâncimea defectului, pentru grinda compozită cu 5 straturi

Testând metoda pe un caz real se poate concluziona că localizarea defectului se face cu precizie iar evaluarea severității în limite rezonabile.

5.5. Concluzii

Pentru experimente s-au utilizat grinzi obținute prin stratificarea unor benzi de oțel 20x1mm intercalate cu benzi de PVC 20x1mm, în configurație de 3 straturi (2 de oțel și un strat de PVC, format la rândul său din 3 straturi de 1 mm suprapuse) respectiv 5 straturi (3 de oțel și 2 PVC intercalate). S-a considerat că precizia dimensională nu influențează în mod semnificativ comportamentul grinzii la vibrații. Materializarea defectului a fost realizată prin tăiere cu fierăstrău de lăcătușerie, la fel, fără prescripții legate de precizia tăieturii.

Sistemul de achiziție și prelucrare a datelor a permis citirea frecvențelor cu precizie astfel încât a fost posibilă detectarea timpurie a defectului. Trebuie menționat că strategia de eșantionare și stabilire a lungimii semnalului influențează în mod pregnant valoarea frecvențelor citite. Analizând rezultatele obținute prin simpla citire a frecvențelor și rezultatele obținute după post-procesare a semnalului s-a observat o îmbunătățire în cel de-al doilea caz, rezultatele obținute fiind apropiate de valorile determinate analitic și prin FEM.

Cu standul experimental, sistemul de achiziție și prelucrare a datelor și grinzile stratificate s-a demonstrat că localizarea defectului de-a lungul grinzii prin metoda propusă se poate face cu o precizie ridicată (cea mai mare eroare fiind sub 2%). Ca urmare, această metodă de detectare și localizare a eventualelor defecte, se poate utiliza cu succes pe structuri de grinzi stratificate reale.

Procesul de determinare a severității defectului când locația acestuia este identificată, se realizează cu o precizie rezonabilă printr-un simplu calcul matematic.

Din punct de vedere strict aplicativ metoda prezentată în lucrare demonstrează că utilizarea unui sistem de măsurare și analiză simplu format dintr-un accelerometru, o interfață pentru achiziția de date, un sistem de calcul și un software de preluare a datelor este suficient pentru detectarea, localizarea și estimarea severității unui eventual defect.

Capitolul 6

Concluzii și contribuții personale, diseminarea rezultatelor cercetării

6.1. Concluzii finale

Cercetările efectuate pe parcursul studiilor doctorale, prezentate sintetic în această lucrare, au avut ca prim rezultat o bază de date ce conține răspunsul static și dinamic al grinzilor în consolă din oțel și compozite cu 3 respectiv 5 straturi. Aceste rezultate sunt exprimate ca valori ale săgeții și frecvențelor proprii, pentru grinzi cu secțiune constantă și grinzi care prezintă defecte transversale. Un prim caz analizat a considerat două nivele de adâncime ale defectului, acesta fiind plasat în 100 de poziții echidistant amplasate pe grindă. Un al doilea caz analizat a fost cel în care adâncimea defectului poziționat la 274 de mm de capătul încastrat a crescut succesiv de la 0,2 la 4,8 mm cu un pas constant de 0,2 mm. Reprezentarea modurilor de vibrație transversale și a graficelor reprezentând variația frecvențelor datorită modificării locației respectiv adâncimii defectului, oferă o imagine globală relevantă și veridică a comportării grinzii cu și fără defect pentru un număr semnificativ de moduri de vibrație.

Toate cazurile analizate în teză consideră un defect de tip deschis, cu orientare transversală pe grinda stratificată. În urma trasării curbelor de variație a frecvențelor în raport cu poziția defectului pe grindă s-a constatat că acestea își păstrează alura, indiferent de adâncimea defectului. Odată cu creșterea adâncimii defectului, amplitudinea variației frecvenței crește proporțional cu severitatea defectului, similar cazului grinzilor izotrope.

Pe baza curbelor de variație a frecvențelor s-au putut identifica, distinct pentru fiecare de modul de vibrație, poziții pe grindă în care frecvența proprie nu se modifică indiferent de adâncimea defectului. Acestea au fost identificate ca zone în care nu se stochează energie (în modul respectiv) deci nu contribuie la definirea valorii frecvenței proprii în acel mod. Zonele cu energie stocată zero sunt di-

ferite de la un mod de vibrație la altul; acestea corespund cu punctele de inflexiune ale formei proprii a grinzii, deci puncte de zero ale curburii grinzii. Astfel, a fost posibilă corelarea, modificarea frecvenței proprii – energie stocată local – curbura grinzii, utilizată în metoda de detectare a defectului propusă în teză.

Analiza efectului de adâncime a defectului a arătat că, spre deosebire de grinzile izotrope, scăderea frecvențelor la o creșterea progresivă a adâncimii defectului nu se produce lin ci în paliere, în funcție de distribuția și caracteristicile mecanice ale straturilor ce compun grinda. A fost astfel posibilă punerea în evidență a severității defectului prin monitorizarea comportamentului dinamic al grinzii.

Rezultatele analizei statice, în speță săgeata la capătul liber al grinzii, este o măsură credibilă și precisă a frecvenței; în urma abordării analitice a problemei a fost definită o relație ce exprimă frecvența proprie a oricărui mod de vibrație transversală în funcție de săgeată. La apariția defectului săgeata crește, ceea ce se asociază cu scăderea energiei înmagazinate, deci a frecvenței proprii. Fenomenul descris de teorema lui Castigliano pentru variația forței aplicate se manifestă invers în cazul variației rigidității datorate unei discontinuități.

Curbura grinzii este similară pentru grinzile intacte și cele cu defect; o abatere se poate sesiza în zona afectată de scăderea rigidității datorită defectului. Această abatere definește variația/scăderea de frecvență datorată defectului.

Curbura grinzii în zona defectului și creșterea valorii săgeții sunt singurii doi parametri necesari pentru a face legătura între frecvența grinzii intacte și cu defect. Pe această bază fost definită o metodă de detectare a efectelor în grinzi stratificate care ia în considerare un număr semnificativ de moduri transversale de vibrație. Prin normalizare este posibilă separarea problemei localizării de cea a evaluării severității, fiind eliminat termenul ce ține cont de variația săgeții, care este comun tuturor modurilor de vibrație. În fapt, metoda constă în compararea valorilor curburii grinzii fără defect, calculată în toate locațiile posibile pe grindă, cu variația normalizată a frecvenței obținută din măsurători.

Pentru evaluarea frecvențelor proprii ale grinzilor trebuie utilizați algoritmi care să conducă la rezultate precise și consistente. Dificultatea în evaluarea frecvențelor este dată de timpul scurt în care semnalul unei vibrații libere are asigurată

o energie suficient de mare încât să poată fi utilizată în analiză spectrală. În cazul identificării precise a frecvențelor, poate fi asigurată o precizie a metodei de detectare a defectelor suficient de sigură în ceea ce privește aprecierea riscului generat de apariția discontinuităților structurale vizibile sau criptate.

6.2. Contribuții personale

Ca urmare a faptului că metodele actuale de detectare și cuantificare a defectelor se adresează cu preponderență structurii elastice izotrope, iar severitatea defectelor se evaluează cu relații empirice deduse din mecanica ruperii greu de aplicat pe materiale compozite, prezenta teză de doctorat se prezintă ca o lucrare cu caracter original, cu contribuții însemnate în descifrarea comportării structurilor din compozite stratificate în prezența defectelor. În acest context contribuțiile personale pot fi sintetizate astfel:

- stabilirea unei relații matematice care permite determinarea frecvențelor proprii ale grinzilor stratificate pentru un interval larg de valori ale modulului de elasticitate longitudinal și au fost stabilite limitele de aplicare;
- exprimarea cantității de energie acumulate în grindă, pe moduri de vibrație transversale, în funcție de săgeata grinzii, care se constituie astfel într-un indicator precis și ușor identificabil al stării de integritate a structurii. Cunoașterea valorii cu care crește săgeata ca urmare a apariției defectului permite calculul valorii cu care este diminuată frecvența proprie pentru orice mod de vibrație transversală;
- stabilirea modului în care este acumulată energia în diverse zone ale grinzii, distinct pe moduri de vibrație, și evidențierea impactului pe care îl are un defect asupra modificării frecvențelor proprii în funcție de poziția pe grindă și mod de vibrație;
- stabilirea unei funcții care face legătura între adâncimea defectului și modificarea frecvenței, caracteristică grinzilor stratificate și identificarea adâncimilor critice la care au loc salturi semnificative în frecvență. Funcția este aplicabilă tuturor modurilor de vibrație transversală;

- stabilirea unei relații matematice care permite stabilirea modului în care poziția și adâncimea defectului influențează modificarea frecvențelor proprii ale grinzii stratificate;
- elaborarea și testarea unui procedeu original care permite detectarea, localizarea și cuantificarea defectelor în grinzi stratificate, bazat pe compararea rezultatelor obținute pe pseudo-modele comportamentale cu rezultate obținute prin analiză modală;
- fundamentarea necesității utilizării unui număr ridicat de moduri de vibrație pentru identificarea sigură și precisă a defectelor ce pot apărea în grinzi compozite, indiferent de tipul acestora;
- dezvoltarea unui sistem de monitorizare și evaluare în timp real a integrității structurale, ce are în componență instrumentație minimală și robustă de achiziție a semnalelor de vibrații, utilizabilă în aplicații practice reale, și componente hardware și software comune destinate prelucrării rezultatelor și deciziei automate independente de factorul uman.

6.3. Diseminarea rezultatelor cercetării

Cercetările desfășurate în perioada doctorală, s-au concretizat în următoarele: diseminarea largă prin comunicări și publicații la conferințe naționale și internaționale de profil precum și în reviste de specialitate. Astfel, în continuare va fi prezentată partea consistentă a acestora.

1. **Elena Daniela BÎRDEANU**, *Damage detection by laser vibration measurement*, Analele Universității "EFTIMIE MURGU" Reșița, Fascicula de Inginerie, 2008
2. Gilbert Rainer GILLICH, Daniel AMARIEI, Nicoleta GILLICH, Cristian Paul CHIONCEL, Viorel BIZĂU, **Elena Daniela Birdeanu**, *About the use of shape memory alloys in vibration damping*, Annals of DAAAM for 2008 & Proceedings of the 19th International DAAAM Symposium, Viena, Austria (indexată ISI), 2008
3. Gilbert-Rainer GILLICH, **Elena Daniela BÎRDEANU**, Nicoleta GILLICH, Daniel AMARIEI, Vasile IANCU, Camelia Ștefania JURCĂU, *Detecting of damages in*

simple elements, DAAAM 2009 Vienna, Austria 25-28.11.2009, ISSN 1584-9679 (indexată ISI), 2009

4. Gilbert-Rainer GILLICH, Daniel AMARIEI, **Elena Daniela BÎRDEANU**, Vasile IANCU, *Considerations regarding the behavior of damaged structures*, The Third International Conference on Dynamics, Vibration and Control (ICDVC 2010), Zhejiang University, Hangzhou 12-14.05.2010, China, 2010

5. Zeno PRAISACH, Gilbert-Rainer GILLICH, Daniela Elena BÎRDEANU, *Considerations of natural frequency changes in damaged cantilever beams using FEM*, Conference: Proceedings of the 3rd WSEAS international conference on Engineering mechanics, structures, engineering geology (EMESEG '10), Corfu Island, Greece, ISSN 1792-439 (indexată ISI), 2010

6. Gilbert-Rainer GILLICH, Doina FRUNZĂVERDE, Zeno-Iosif PRAISACH, **Daniela Elena BÎRDEANU**, *Failure analysis using vibration measurement*, SISOM and Session of the Commission of Acoustics, București, 2010

7. Gilbert-Rainer GILLICH, **Elena Daniela BÎRDEANU**, Zeno-Iosif PRAISACH, *About the influence of external loads on dynamic behavior of beams*, Analele Universității "Eftimie Murgu" Reșița, Fascicola de Inginerie, Anul XVII, 2010

8. Gilbert-Rainer GILLICH, Zeno-Iosif PRAISACH, Ionică NEGRU, **Elena Daniela BÎRDEANU**, Nicoleta GILLICH, *Weak-axis bending vibrations of beams with variable cross-section*, 1st International Conference on Circuits, Systems, Communications, Computers and Applications (CSCCA '12), "G. Enescu" University Iași, Romania, 2012

9. **Elena Daniela BÎRDEANU**, Ionică NEGRU, Gilbert-Rainer GILLICH, *Stadiul actual privind detectarea vibroacustică a defectelor în bare prismatice - partea I*, Știință și Inginerie, An XII, Vol. 22, 2012

10. **Elena Daniela BÎRDEANU**, Ionică NEGRU, Gilbert-Rainer GILLICH, *Stadiul actual privind detectarea vibroacustică a defectelor în bare prismatice - partea a II-a*, Știință și Inginerie, An XII, Vol. 22, Sebeș, 2012

11. Zeno-Iosif PRAISACH, Gilbert-Rainer GILLICH, Ovidiu VASILE, **Elena Daniela BÎRDEANU**, Carla PROTOCSIL, *Assessment of damages in sandwich panels based on the damage location*, Indexes Romanian Journal of Acoustics and Vibration, X(1), 2013

- 12.** Marius TUFOI, Gilbert-Rainer GILLICH, **Elena Daniela BÎRDEANU**, Cornel HAȚIEGAN, Zeno-Iosif PRAISACH, *Efectul defectelor structurale asupra comportamentului dinamic al grinzilor compozite stratificate*, Știință și Inginerie Vol. 25, Sebeș, 2014

Bibliografie

1. Amariei D., Gillich G.R., Negru I., *Researches Regarding the Effect of Nitinol Vibration Damper Applied to Infrastructures*, Analele Universității "Eftimie Murgu" Reșița, Anul XVI, Nr. 1., ISSN: 1453-7397, 2009;
2. Amariei D., Gillich G.R., Vela I., Negru I., Mitulețu C., *Researches about Structures Exposed to Vibrations Reinforced with Shape Memory Alloy Bracings*, Latest trends on Engineering Mechanics, Structures, Engineering Geology, 3rd WSEAS International Conferences on Engineering Mechanics, Structures, Engineering Geology (EMESEG '10), Corfu Island, Greece, ISBN: 978-960-474-203-5, 2010;
3. Adams, R.D., Walton, D., Flitcroft, J.E., Short, D., *Vibration testing as a non-destructive test tool for composite materials*. Composite Reliability, ASTM STP 580, 1975;
4. Aktan, A.E., Lee, K.L., Chuntavan, C., Aksel, T., *Modal testing for structural identification and condition assessment of constructed facilities*. Proceedings of the 12th International Modal Analysis Conference, Honolulu, 1994;
5. Allemang, R.J., *The modal assurance criterion (MAC): twenty years of use and abuse*. Proceedings of the 20th International Modal Analysis Conference, Los Angeles, California, 2002;
6. Amin Abdel Zeher, M.S., *An integrated vibration-based structural health monitoring system*. Ph.D. thesis, Dept. of Civil and Environmental Engineering, Carleton University, Ottawa, Canada, 2002;
7. Bahnariu, B., *Sisteme de consolidare a construcțiilor cu materiale compozite*, Teză de doctorat, 2013;
8. Bakht, B., Csagoly, P.F. *Diagnostic testing of a bridge*. Journal of Structure Division, ASCE, 1980;
9. Beck, J.L., Katafygiotis, L.S., *Probabilistic system identification and health monitoring of structures*. Proceedings of the 10th World Conference on

Earthquake Engineering, International Association for Earthquake Engineering, Tokyo, Japan, 1992;

10. Beck, J.L., Katafygiotis. L.S., *Updating dynamic models and their associated uncertainties for structural systems*. Proceedings of the 9th Conference on Engineering Mechanics, ASCE, New York,(1992);
11. Bilello C., *Theoretical and Experimental Investigation on Damaged Beams under Moving Systems*. Ph.D.Thesis, Università degli Studi di Palermo, Italy, 2001;
12. Bismarck A., Hofmeier M., Dorner G., *Effect of hot water immersion on the performance of carbon reinforced unidirectional poly(ether ether ketone) (PEEK) composites: Stress rupture under end-loaded bending*, Composites: Part A 38, 2007;
13. Bovsunovskii, A. P., *On the determination of the natural frequency of transverse and longitudinal vibrations of a cracked beam. Part 1*. Analytical approach, Strength of materials, Vol. 31, No. 2, 1999, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 1999;
14. Bovsunovskii, A. P., *On the determination of the natural frequency of transverse and longitudinal vibrations of a cracked beam. Part 2*. Experimental and calculation results, Strength of materials, Vol. 31, No. 3, 1999, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 1999;
15. Bovsunovskii, A. P., *Numerical study of vibrations of nonlinear mechanical system simulating a cracked body*, Strength of materials, Vol. 31, No. 6, 1999, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2000;
16. Bovsunovskii, A. P., *Vibrations of a nonlinear mechanical system simulating a cracked body*, Strength of materials, Vol. 33, No. 4, 2001, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2001;
17. Bovsunovskii, A. P., Matveev, V.V., *Vibrations characteristics of fatigue damage of beam-type structural components*, Strength of materials, Vol. 34, No. 1, 2002, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2002;
18. Bovsunovskii, A. P., Surace, C., Bovsunovskii, A. P., *The effect of damping and force application point on the non-linear dynamic behavior of a*

- cracked beam at sub- and superresonance vibration*, Strength of materials, Vol. 38, No. 5, 2006, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2006;
19. Bratu, P., *Vibrații mecanice. Teorie. Aplicații tehnice*, Ed. Impuls, București, 1998;
 20. Bratu, P., *Vibrațiile sistemelor elastice*, Ed. Tehnică, București, 2000;
 21. Bratu, P., *Analiza structurilor elastice. Comportarea la acțiuni statice și dinamice*, Ed. Impuls, București, 2011;
 22. Buzdugan, Gh., *Rezistența materialelor, Ediția a X-a revizuită*, Ed. Tehnică, București, 1974;
 23. Carden, E.P., Fanning, P., *Vibration based condition monitoring*, Structural Health Monitoring, 2004; 3;
 24. Casas, J.R., Aparicio, A.C., *Structural damage identification from dynamic-test data*, Journal of Structural Engineering, ASCE, 1994;
 25. Catbas, F.N., Aktan, A.E., *Condition and damage assessment issues and some promising indices*, Journal of Structural Engineering, ASCE, 2002;
 26. Cawley, P., Adams, R.D., *The locations of defects in structures from measurements of natural frequencies*, Journal of Strain Analysis, 1979;
 27. Chalaye H., *Les matériaux composites-Dynamisme et innovation*, Le 4 Page des statistique industrielles Nr.158 2002;
 28. Chang, F.K., *Structural Health Monitoring 2000*, Proceedings of the 2nd International Workshop on Structural Health Monitoring, Stanford, 1999;
 29. Chen, X.F., Xiang, J.W., *Experiments on Crack Identification in Cantilever Beams*, Society for Experimental Mechanics, Vol. 45, No. 3, 2005;
 30. Choi, F.C., Li, J., Samali, B., *Application of modal-based damage-detection method to locate and evaluate damage in timber beams*, The Japan Wood Research Society, 2007;
 31. Choi, F.K., Liang, R., Xu, P., *Fault identification of beams on elastic foundation*, Computers and Geotechnics, 1995;
 32. Chong, K.P., Carino, N.J., Washer, G. *Health monitoring of civil infrastructures. Health and Management of Civil Infrastructure Systems*, Proceedings

of SPIE's International Symposium on NDE and Health Monitoring Diagnostics, 2001;

33. Doebling, S.W., S.W., Farrar, C.R., Prime, M.B., *A summary review of vibration based damage identification methods*, Shock Vibration Digest, 1998;
34. Doebling, S.W., Farrar, C.R., Prime, M.B., Shevitz, D.W. *Damage identification and health monitoring of structural and mechanical system from changes in their vibration characteristics: a literature review*, Report No. LA 13070-MS, Los Alamos, 1996;
35. Ebrahimi, F., *Advances in vibration analysis research*, InTech Org., Croatia, 2011;
36. Evans, T., Evans, T., *Nonlinear Dynamics*, InTech Org., Croatia, 2010;
37. Ewins, D.J., *Model Testing: Theory, Practice and Applications*. 2nd Edition, Research Studies Press Ltd., Hertfordshire, England, (2000);
38. Fares, N., Maloof, R., *A probabilistic framework for detecting and identifying anomalies*. Probability Engineering Mechanics, 1997;
39. Farrar, C.R., Duffey, T.A., *Vibration-based damage detection in rotating machinery*, Key Engineering Materials, 1999;
40. Farrar, C.R., Baker, W.E., Bell, T.M., Cone, K.M., Darling, T.W., Duffey, T.A., Eklund, A., Migliori, A., *Dynamic Characterization and Damage Detection in the I-40 Bridge Over the Rio Grande*, Report No. LA 12767-MS, Los Alamos, 1994;
41. Farrar, C.R., Worden, K., *An introduction to structural health monitoring*, Philosophical Transaction of the Royal Society A, Mathematical, Physical & Engineering Sciences, 2007;
42. Farrar, C.R., Lieven, N.A., *Damage prognosis: the future of structural health monitoring*, Philosophical Transaction of the Royal Society A, Mathematical, Physical & Engineering Sciences;
43. Farrar, C.R., Scott, W., Doebling and Nix A., *Vibration-based structural damage identification*, Philosophical Transaction of the Royal Society A, Mathematical, Physical & Engineering Sciences, 2001;

44. Fox, C.H.J., *The location of defects in structures: a comparison of the use of natural frequency and mode shape data*. Proceedings of the 10th International Modal Analysis Conference, San Diego, California, 1992;
45. Gafiteanu, M., s.a., *Vibrații și zgomote*, Ed. Junimea, Iași, 1980;
46. Gillich, G.R., *Dinamica Mașinilor - Modelarea sistemelor tehnice*, Ed. AGIR, București, 2003;
47. Gillich, G.R., *Dinamica Mașinilor - Vibrații*, Ed. AGIR, București, 2006;
48. Gillich G.R., Praisach Z.I., Minda P.F., Negru I., *The influence of damage location on the change of natural frequencies of beams*, Proceedings of the XI-th symposium, Acoustics and Vibrations Mechanical Structures AVMS-2011, Timișoara, ISSN: 1843-0902, 2011;
49. Gillich G.R., Praisach Z.I., Negru I., Bîrdeanu E.D., Gillich N., *Weak-Axis Bending Vibrations of Beams with Variable Cross-Section*, 1st International Conference on Circuits, Systems, Communications, Computers and Applications (CSCCA '12), "G. Enescu" University Iași, Romania, 2012;
50. Graham, K.S. *Schaum's Outline of theory and problems of mechanical vibrations*, Ed. McGraw-Hill, SUA, 1996;
51. Graham, K. *Schaum's outline of Theory and problems of Mechanical Vibrations*, McGraw-Hill Co, Inc., USA, 1996;
52. Hajela, P., Soeiro, F.J., *Recent developments in damage detection based on system identification methods*. Structural Optimization, 1990;
53. Hadăr, A., *Structuri din compozite stratificate*, Editura Academiei și Editura AGIR, București, 2002
54. Herring, D.H., *Failure Analysis: Nondestructive Testing Methods*, (2007)
55. Hu, N., Wang, X., Fukunaga, H., Yao, Z.H., Zhang, H.X., Wu, Z.S., *Damage assessment of structures using modal test data*. International Journal of Solid Structure, 2001;
56. Hull, D., Clyne, T. W., Press, *An Introduction to Composite Materials*, Cambridge University, ISBN: 978-052-138-8-559, 1996;

57. Hunt, D.L., Weiss, S.P., West, W.M., Dunlap, T.A., Freemeyer, S.R., *Development and implementation of a shuttle modal inspection system*, Sound and Vibration, 1990;
58. Jauregui, D.V., Farrar, C.R., *Comparison of damage identification algorithms on experimental modal data from a bridge*, Proceedings of the 14th International Modal Analysis Conference, Dearborn, 1996;
59. Jenkins, C.H., Kjenrengtroen, L., Oestensen, H. *Sensitivity of parameter changes in structural detection. Shock and Vibration*, 1997;
60. Kim, J.T., Stubbs, N., *Non-destructive crack detection algorithm for full-scale bridges*, Journal of Structural Engineering, ASCE, 2003;
61. Kim, B.H., Joo, H.J., Park, T., *Damage evaluation of a axially loaded beam using modal flexibility*, KSCE Journal of Civil Engineering, Vol. 11, No. 2, March 2007, pp. 101-110, 2007;
62. Liebowitz, H, Vanderveldt, H., Harris D. W., *Carrying capacity of notched column*, International Journal of Solids and Structures 3(4), 1967;
63. Krajcinovic, D., *Damage mechanics: accomplishments, trends and needs*, International Journal of Solids and Structures 37, 2000;
64. Loland, O., and Dodds, J.C., *Experience in developing and operating integrity monitoring system in North Sea*. Proceedings of the 8th Annual Off-shore Technology Conference, 1976;
65. Mana, Afshari, Daniel, J, Inman, *Continuous crack modeling in piezoelectrically driven vibrations of an Euler–Bernoulli beam*, Journal of Vibration and Control, February 2013; vol. 19, 3.
66. Mănescu, T., Nedelcu, D., *Analiză structurală prin metoda elementului finit*, Ed. Orizonturi Universitare, Timișoara, 2005;
67. Masri, S.F., Chassiakos, A.G., Caughey, T.K., *Identification of nonlinear dynamic system using neural networks*, Journal of Applied Mechanics, 60, 1993;
68. Masri, S.F., Nakamura, M., Chassiakos, A.G., Caughey, T.K., *Neural network approach to detection of changes in structural parameters*. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 122(4), 1996;

69. Masri, S.F., Smyth, A.W., Chassiakos, A.G., Caughey, T.K., Hunter, N.F., *Application of neural networks for detection of changes in nonlinear systems*. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 126(7), 2000;
70. Matveev, V.V., *Efficiency of the method of spectral vibrodiagnostics for fatigue damage of structural elements. Part 1. Longitudinal vibrations. Solution*, Strength of Materials, Vol. 29. No. 6, 1997, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 1997;
71. Matveev, V.V., Bovsunovskii, A.P., *Efficiency of the method of spectral vibrodiagnostics for fatigue damage of structural elements. Part 2. Bending vibration, analytical solution*, Strength of Materials, Vol. 30. No. 6, 1998, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 1998;
72. Matveev, V.V., Bovsunovskii, A.P., *Efficiency of the method of spectral vibrodiagnostics for fatigue damage of structural elements. Part 3. Analytical and numerical determination of natural frequencies of longitudinal and bending vibrations of beams with transverse cracks. Solution*, Strength of Materials, Vol. 31. No. 4, 1999, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 1999;
73. Matveev, V.V., Bovsunovskii, A.P., *Efficiency of the method of spectral vibrodiagnostics for fatigue damage of structural elements. Part 4. Analysis of distortion of harmonicity of vibration cycle of beams with closing transverse cracks*, Strength of Materials, Vol. 32. No. 1, 2000, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2000;
74. Matveev, V.V., Bovsunovskii, A.P., *On determination of vibration characteristics of a beam with a closing crack in bending vibrations*, Strength of Materials, Vol. 32. No. 3, 2000, Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2000;
75. Mayes, R.L., *An experimental algorithm for detecting damage applied to I-40 bridge over Rio Grande*. Proceedings of the 13th International Modal Analysis Conference, Nashville, 1995;
76. Minda P.F., *Cercetări privind identificarea poziției discontinuităților în grinzi pe baza modificării frecvențelor proprii*, Teză de doctorat, Reșița, 2013;
77. Moratal, D., *Finite Elements Analysis*, Ed. Sciyo, Croatia, 2010;

78. Morassi, A., *Identification of a crack in a rod based on changes in a pair of natural frequencies*, Journal of Sound and Vibration, 2001;
79. Muhannad Al-Waily, *Theoretical and Experimental Vibration Study of Continuous Beam With Crack Depth and Location Effect*, INDIAN JOURNAL OF APPLIED RESEARCH, Volume : 3 | Issue : 9 | Sept 2013 |
80. Nairn J.A., Talreja R., Manson J-A., Kelly A., Zweben C., *Polymer Matrix Composites*, Chapter 13, Elsevier Science, ISBN-13, 2001;
81. Nasser, H., Mevel, L., Chapelle, D., *Damage detection under environmental perturbation*. Proceedings of the 23rd International Modal Analysis Conference, Orlando, Florida, 2005;
82. Negru, I., *Contribuții la detectarea și localizarea defectelor în grinzi utilizând vibrații proprii*, Teză de doctorat, Reșița, 2012;
83. Okabe T, Sekine H, Noda J, Nishikawa M, Takeda N., *Characterization of tensile damage and strength in GFRP cross-ply laminates*, Materials Science and Engineering: A, 2004;
84. O'Neil, B., *Nondestructive Testing Quality*, 2008;
85. Ostachowicz W.M., Krawczuk C., *Analysis of the effect of cracks on the natural frequencies of a cantilever beam*, Journal of Sound and Vibration 150(2), 1991;
86. Pandey, A.K., Biswas, M., Samman, M.M., *Damage detection from changes in curvature mode shapes*. Journal of Sound Vibration, 1991;
87. Padey, A.K., Biswas, M., *Damage detection in structures using changes in flexibility*, Journal of Sound Vibration, 1994;
88. Peeters, B., *System identification and damage detection in civil engineering*, Ph.D. thesis, Leuven, Belgium, 2000;
89. Praisach Z.I., Gillich G.R., Minda F., Negru I., *Influența poziției defectului în bare simple asupra modificării frecvențelor proprii*, Sesiunea de comunicări științifice a catedrei de mecanica tehnica si mecanisme, SIMEC 2011, București, 2011;
90. Peeters, B., *System identification and damage detection in civil engineering*, Ph.D. thesis, Leuven, Belgium, 2000;

91. Protocsil C., *Studiul influenței geometriei grinzilor cu defecte deschise asupra comportării modale*, Teză de doctorat, Reșița, 2013;
92. Rizos, P.F., Asparagathos, N., Dimarogonas, A.D., *Identification of crack location and magnitude in a cantilever beam from the vibration modes*, Journal of Sound and Vibration, 1990;
93. Rytter, A., *Vibration-based inspection of civil engineering structures*, Doctoral Dissertation, Aalborg, Denmark, 1993;
94. Salawu, O.S. *Detection of structural damage through changes in frequency: a review*. Engineering Structures, 1997;
95. Salawu, O.S., Williams, C., *Damage location using vibration mode shapes*. Proceedings of the 12th International Modal Analysis Conference, Honolulu, HI, 1994;
96. Salawu, O.S., Williams, C., *Bridge assessment using forced-vibration testing*. Journal of structural engineering, 121(2), 1995;
97. Schultz, J.L., Command, B., Goble, G.G., Frangopol, D.M. *Efficient field testing and load rating of short-and medium-span bridges*, Structural Engineering Review, 1995;
98. Shives, T.R., Mertaugh, L.J., *Detection, diagnosis and prognosis of rotating machinery to improve reliability, maintainability, and readiness through the application of new and innovative techniques*, Cambridge, UK, 1986;
99. Srinivasan, M.G., Kot, C.A., *Effects of damage on the modal parameters of a cylindrical shell*. Proceedings of the 10th International Modal Analysis Conference, San Diego, California, 1992;
100. Steenackers, G., Guillaume, P., *Structural health monitoring of the Z-24 Bridge in presence of environmental changes using modal analysis*. Proceedings of the 23rd International Modal Analysis Conference, Orlando, Florida, Paper No. 297, 2005;
101. Stubbs, N., Osegueda, R., *Global non-destructive damage evaluation in solids*, The International Journal of Analytical and Experimental Modal Analysis, 1992;

102. Stubbs, N., Kim, Y.I., *Field verification of a non-destructive damage localization and severity estimation algorithm*. Proceedings of the 13th International Modal Analysis Conference, Nashville, 1995;
103. Stubbs, N., Osegueda, R., *Global damage detection in solids - experimental verification*, The International Journal of Analytical and Experimental Modal Analysis, 1990;
104. Tokar, I.G., Zinkovskii, A.P., *Influence of the parameters of a local defect in a regular system on the range of eigenfrequencies of vibrations and the level of vibration stresses in elements of the same type*, Strength of materials, Vol. 42, No. 2, 2010, Springer Science & Business Media, Inc., 2010;
105. Toksoy, T., Aktan, A.E., *Bridge-condition assessment by modal flexibility*, Experimental Mechanics, 1994;
106. Trimm, M., *An Overview of Nondestructive Evaluation Methods*, Practical Failure Analysis, vol.3, 2003;
107. Yokozeki T, Aoki T, Ishikawa T., *Fatigue growth of matrix cracks in the transverse direction of CFRP laminates*, Composites Science and Technology, 62, 2002,
108. Zai B.A., Park M.K., Choi H.S., Mehboob H., Ali R., *Effect of moisture absorption on damping and dynamic stiffness of carbon fiber/epoxy composites*, Journal of Mechanical Science and Technology 23, 2009;
109. Zhang, Z., Aktan, A.E., *The damage indices for constructed facilities*. Proceedings of the 13th International Modal Analysis Conference, Nashville, 1995;
110. Zhou, Z. *Vibration-based damage detection of simple bridge superstructures*, Teză doctorat, 2006;
111. Zhang, Z., Aktan, A.E., *Application of modal flexibility and its derivatives in structural identification*, Research of Non-destructive Evaluation, 1998;
112. Zimmerman, D.C., Smith, S.W., *Model refinement and damage location for intelligent structures*. Intelligent structural systems, 1992;
113. Zimmerman, D.C., Kaouk, M., *Structural damage detection using a minimum rank update theory*. Journal of Vibration and Acoustics, 1994;

114. Zimmerman, D.C., Kaouk, M., *Structural damage detection using a sub-space rotation algorithm*. Proceedings of the AIAA/ASME/ASCE /AHS /ASC, 33rd structures structural dynamics and materials conference, Dallas, Texas, 1992;
115. Ventura, C.E., Brincker, R., Andersen, P., and Cantieni, R. *Identification and damage detection studies of the Z24 highway bridge in Switzerland*. Proceedings of the 6th International Conference on Short and Medium-span Bridges, Vancouver, Canada, 2002;
116. West W.M., Jr., *Single Point Random Modal Test Technology Application to Failure Detection*, The Shock and Vibration Bulletin, 52(4), May, 1982;
117. West, W.M., *Illustration of the use of Model Assurance Criterion to detect structural changes in an orbit test specimen*. Proceedings of Air Force Conference on Aircraft Structural Integrity, 1984;
118. ***, *Kistler - measure, analyze, innovate. Instrumentation for Modal Analysis and Structural Studies*, Kistler Instrument Corporation Catalogue 2011, New York, SUA;
119. ***, *NI cDAQ-9172. User Guide and Specification*, National Instruments, 2007;
120. ***, *NI 9234 Operating Instruction and Specifications*, National Instruments, 2008;
121. ***, *NI USB-9234 Calibration Procedure*, National Instruments, 2009.