

UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI

Cu titlu de manuscris

CZU: 620.9(043.2)

GUȚU MARIN

**OPTIMIZAREA STRUCTURII DE REZISTENȚĂ A PALELOR
AERODINAMICE PENTRU TURBINE EOLIENE**

242.01 TEORIA MAȘINILOR, MECATRONICĂ

Teză de doctor în tehnică

Conducător științific:

BOSTAN Viorel

prof. univ. int., dr. hab. în tehnică
specialitatea 242.01.

Teoria mașinilor și mecatronică

Consultant științific:

DULGHERU Valeriu

prof. univ., dr. hab. în tehnică
specialitatea 242.01.

Teoria mașinilor și mecatronică

Autorul:

GUȚU Marin

CHIȘINĂU, 2017

© Guçu Marin, 2017

CUPRINS

ADNOTARE	5
LISTA ABREVIERILOR.....	8
INTRODUCERE	9
1. STADIUL ACTUAL ÎN DOMENIUL SISTEMELOR DE CONVERSIE A ENERGIEI EOLIENE	16
1.1. Energia regenerabilă și dezvoltarea durabilă a societății	16
1.1.1. Energia și poluarea mediului	16
1.1.2. Cadrul legislativ internațional.....	16
1.1.3. Cadrul legislativ existent în Republica Moldova.....	17
1.2. Evoluția rotoarelor turbinelor eoliene	19
1.2.1. Istoria turbinelor eoliene	19
1.2.2. Modele industriale experimentale de pale în trecut	23
1.2.3. Standardul de design structural în prezent	26
1.3. Tendințele dezvoltării energeticii eoliene	27
1.4. Potențialului energetic eolian și utilizarea energiei vântului în Republica Moldova.....	29
1.5. Analiza soluțiilor constructive și a caracteristicilor paletelor turbinelor eoliene cunoscute.....	30
1.5.1. Analiza construcției paletelor rotoarelor turbinelor eoliene	30
1.5.2. Analiza paletelor fabricate de producătorii de turbine eoliene mici.....	37
1.6. Analiza materialelor și a tehnologiei de fabricare a paletelor.....	39
1.6.1. Materiale pentru pale și proprietățile lor.....	39
1.6.2. Metode de formare a pieselor din materiale compozite.....	42
1.7. Concluzii la capitolul 1	46
1.8. Scopul și obiectivele tezei	46
2. ARGUMENTAREA METODELOR ANALITICE ȘI NUMERICE DE CALCUL A REZISTENȚEI PLĂCILOR DIN MATERIALE COMPOZITE STRATIFICATE.....	47
2.1. Introducere	47
2.2. Relații de tensiuni-deformații pentru starea plană de tensiuni într-un material ortotrop	48
2.3. Influența orientării fibrelor asupra proprietăților mecanice ale materialului compozit	51
2.4. Analiza tensională a compozitelor multistrat	54
2.4.1 Variația tensiunilor și deformațiilor în laminatul multistrat	54
2.4.2 Analiza forțelor și momentelor care acționează asupra elementelor multistrat.....	57
2.5. Criterii de rezistență aplicabile la analiza elementelor multistrat	61
2.6 Analiza cu element finit	70
2.6.1 Funcțiile formei elementului.....	70
2.6.2 Matricea de rigiditate a elementului finit aplicabil la analiza materialului compozit....	72
2.7. Concluzii la capitolul 2	74

3. ELABORAREA STRUCTURII, FABRICAREA ȘI TESTAREA MATERIALULUI COMPOZIT PENTRU CONSTRUCȚIA PALEI.....	75
3.1. Cerințele înaintate materialului compozit pentru construcția palelor	75
3.2. Fabricarea epruvetelor din materiale compozite pentru pale.....	77
3.2.1 Alegerea elementelor componente și tehnologiei de fabricare a materialului compozit pentru pale.....	77
3.2.2 Fabricarea epruvetelor	78
3.3. Determinarea experimentală a caracteristicilor mecanice ale materialului compozit	81
3.3.1. Încercarea la tracțiune a epruvetelor și determinarea constantelor elastice	83
3.3.2. Încercarea la forfecare a epruvetelor din țesătură bidirecțională	90
3.3.3. Corelarea rezultatelor testelor cu rezultatele analizei cu elemente finite a epruvetelor.....	93
3.4. Concluzii la capitolul 3	96
4. ARGUMENTAREA STRUCTURII DE REZISTENȚĂ A PALEI AERODINAMICE PENTRU TURBINA EOLIANĂ DE 10 kW	98
4.1. Turbina eoliană elaborată la Universitatea Tehnică a Moldovei.....	99
4.2. Modelarea numerică a interacțiunii forțelor generate de fluid asupra suprafeței palei cu design aerodinamic optimizat	100
4.2.1. Determinarea parametrilor profilului aerodinamic	101
4.2.2. Determinarea parametrilor geometrici optimi ai palei și crearea modelului 3D	103
4.2.3. Modelarea domeniului fluid și generarea rețelei de calcul	106
4.2.4. Etapa <i>Setup</i>	108
4.2.5. Etapa de soluționare și rezultatele CFD.....	110
4.3 Modelarea interacțiunii fluidului cu structura palei	112
4.3.1. Crearea modelului structural al palei și discretizarea în elemente finite	112
4.3.2. Analiza cvasistatică a palei	115
4.4. Analiza modală a turbinei	124
4.4.1. Analiza modală a palei.....	124
4.4.2. Analiza modală a rotorului și turnului	125
4.5. Concluzii la Capitolul 4.....	129
5. CONCLUZII GENERALE ȘI RECOMANDĂRI	130
BIBLIOGRAFIE	132
ANEXE	140
Anexa 1. Acte de implementare	141
Anexa 2. Brevete de invenție	144
Anexa 3. Diplome și mențiuni.....	147
Anexa 4. Graficele dependenței dintre cursă și forță ale epruvetelor testate	153
DECLARAȚIA PRIVIND ASUMAREA RĂSPUNDERII	157
CURRICULUM VITAE	158

ADNOTARE

la teza de doctor cu tema „**Optimizarea structurii de rezistență a palelor aerodinamice pentru turbine eoliene**”, prezentată de către **Marin Guțu** pentru obținerea titlului științific de doctor în științe tehnice la specialitatea 242.01 – „Teoria mașinilor, mecatronică”, Chișinău, 2016.

Teza cuprinde introducere, patru capitole, concluzii și recomandări, bibliografia din 121 de denumiri și 4 anexe. Volumul este de 131 pagini text, inclusiv, 99 de figuri și 20 tabele. Conținutul de bază al tezei a fost publicat în 16 lucrări științifice, din care 8 lucrări de unic autor, 6 lucrări în reviste recenzate și 3 brevete de invenție.

Cuvinte-cheie: pală aerodinamică; conversia energiei eoliene; structură de rezistență; materiale compozite; testare epruvete; simulare numerică CFD; simulare numerică FSI.

Domeniul de studiu se referă la structura de rezistență a palelor aerodinamice pentru turbine eoliene fabricate din materiale compozite.

Scopul lucrării constă în argumentarea teoretică și experimentală a structurii de rezistență a palei aerodinamice sub aspectul sporirii eficienței de conversie a energiei pentru turbine eoliene de mică putere ($P < 20$ kW).

Noutatea științifică și valoarea aplicativă a lucrării. Elaborarea structurii de rezistență a palei din materiale compozite pentru turbine eoliene de mică putere și argumentarea ei din punct de vedere al simplității constructive și al masei reduse obținute în rezultatul optimizării arhitecturii materialului compozit stratificat.

Semnificația teoretică constă în elaborarea metodologiei cercetării aerodinamicii rotorului eolian și a structurii de rezistență a palelor realizate din materiale compozite stratificate.

Metodologia cercetării științifice constă în crearea unei platforme bazate pe modele și metode de calcul numerice și experimentale, care permite determinarea caracteristicilor mecanice ale materialelor compozite, elaborarea modelului palei aerodinamice din materiale compozite, simularea aerodinamicii rotorului și a interacțiunii fluidului cu structura palei.

Implementarea rezultatelor cercetării. Au fost elaborate două lucrări de laborator pentru procesul de studii de masterat la specialitatea IS CER. Totodată au fost definite recomandările privind arhitectura materialului compozit și tehnologia de fabricare a palelor care, pe viitor, va permite fabricarea în serie a palelor aerodinamice pentru turbine eoliene de putere mică.

АННОТАЦИЯ

к докторской диссертации с темой «**Оптимизация несущей конструкции аэродинамических лопастей для ветровых турбин**», представленной **Марин Гуцу** на соискании учёной степени доктора технических наук по специальности 242.01 - «Теория машин, мехатроника», Кишинёв, 2016 год.

Диссертация состоит из введения, 4 глав, выводов, рекомендаций, списка литературы из 121 названий и 4 приложений. Объем диссертации 131 страниц текста, включая 99 рисунков и 20 таблиц. Основное содержание диссертации было опубликовано в 16 научных работах, включая 8 без соавторов, 6 работ в рецензированных журналах и 3 патента.

Ключевые слова: аэродинамическая лопасть; конверсия энергии ветра; несущая конструкция; композитные материалы; испытание образцов; численное моделирование CFD; численное моделирование FSI.

Область исследования: относится к несущей конструкции аэродинамических лопастей для ветровых турбин, изготовленных из композитных материалов.

Цель работы состоит в теоретической и экспериментальной обосновании несущей структуры аэродинамической лопасти с точки зрения повышения эффективности преобразования энергии для ветровых турбин малой мощности ($P < 20$ кВт).

Научная новизна и прикладная значимость работы. Разработка несущей структуры лопасти из композитных материалов для небольших маломощных ветровых турбин и ее аргументация с точки зрения конструктивной простоты и низкой массы полученные в результате оптимизации архитектуры слоистого композитного материала.

Теоретическая значимость заключается в разработке методологии исследования аэродинамики ротора ветряной турбины и несущей структуры лопасти, изготовленной из композитных слоистых материалов.

Методология исследования заключается в создании платформы, основанной на численных и экспериментальных моделях и методах расчета, позволяющее определение механических характеристик композитных материалов, разработку модели лопасти из композитных материалов, моделирование аэродинамики ротора и взаимодействия жидкости со структурой лопасти.

Внедрение результатов исследований. Были разработаны две лабораторные работы для учебного процесса специальности ISCER на мастерате. В то же время были разработаны рекомендации по архитектуре композитного материала и технологии изготовления лопастей которая в будущем позволит серийное производство аэродинамических лопастей для маломощных ветроагрегатов.

ANNOTATION

Guțu Marin

Doctoral thesis „**Strength structure optimization of aerodynamic wind turbines blades**”, presented for the conferring of the scientific degree Doctor of technical sciences, speciality 242.01 – „Theory of Machines, Mechatronics”: Chișinău, 2014.

The thesis includes an introduction, four chapters, conclusions and recommendations, references with 121 titles and 4 annexes. The volume is 131 text pages, including 99 figures and 20 tables. The main content of the thesis has been published in 16 scientific papers, including 8 single author papers, 6 papers in peer-reviewed journals and 3 patents.

Key words: aerodynamic blade; wind energy conversion; strength structure; composite materials; test specimens; CFD simulation; FSI simulation.

The field of study refers to strength structure of aerodynamic wind turbines blades made from composite materials.

The purpose of this paper is theoretical and experimental argumentation of strength structure of the aerodynamic blade for small wind turbines ($P < 20$ kW) for increasing the efficiency of energy conversion.

Scientific novelty and value of the work. Elaboration of strength structure of blade from composite materials for small wind turbines and argumentation it from point of view of constructive simplicity and low weight obtained as a result of optimization of the architecture of layered composite material.

Theoretical significance consists in the development of research methodology of the wind turbine rotor aerodynamics and of the strength structure of the blades from layered composite materials.

Scientific research methodology is to create a platform based on numerical and experimental models and methods of research which allows determination of the mechanical characteristics of composite materials, elaboration of aerodynamic blade design from composite materials, simulation of the rotor aerodynamics and interaction of fluid with blade structure.

Implementation of research results. There were developed two laboratory works for the process of master studies for the specialty ISCER. Also, the recommendations of composite material architecture and the blades manufacturing technology were defined, which in the future, will allow serial production of aerodynamic blades for small wind turbines.

LISTA ABREVIERILOR

AA – Acord de Asociere
ACP – ANSYS Composite PrepPost
APDL – ANSYS Parametric Desing Language
AUF – L'Agence universitaire de la Francophonie
AWEA – Asociația Americană a Energiei Eoliene
CAD – Computer Aided Design
CEL – CFX Expression Language
CESCER – Centrului pentru Elaborarea Sistemelor de Conversie a Energiilor Regenerabile
CFD – Computational Fluid Dynamics (Dinamica computațională a fluidelor)
CONUSC – Convenția-cadru a Organizației Națiunilor Unite privind Schimbarea Climei
CSM – Chopped strand mat (Strat de material din fibre tocate aglomerate)
FSI – Fluid structure interaction (interacțiunea dintre fluid și structură)
GES – Gaze cu efect de seră
GGI – General Grid Interface
GWEC – Global Wind Energy Council (Consiliul Global al Energiei Eoliene)
MEF – Metoda elementelor finite
PET – Polietilenă tereftalat
PVC – Poly vinyl chlorid (policlorură de vinil)
RAM – Random Access Memory
SRE – Surse regenerabile de energie
SST – Shear Stress Transport
UD – Unidirecțional
UTM - Universitatea Tehnică a Moldovei
VARTM – Vacuum assisted resin transfer molding
VDI – Verein Deutscher Ingenieure (Asociația Inginerilor din Germania)
WR – Woven roving (țesătură bidirecțională)

INTRODUCERE

Consumul de energie la nivel global este în creștere dramatică din cauza căutării unui standard de viață mai ridicat și a creșterii populației lumii. Toate sursele de energie afectează mediul înconjurător într-o măsură mai mare sau mai mică. Nu există nici o sursă de energie complet „curată”. Cea mai mare cantitate din energia noastră provine din combustibili fosili 85% - cărbune, petrol și gaze naturale, iar arderea acestor combustibili cauzează poluarea mediului în care trăim. Din fericire, guvernele statelor dezvoltate au conștientizat importanța protecției mediului și iau măsuri pentru a reduce pe termen lung impactul industriei energetice și nu numai. Sunt elaborate și implementate strategii de creștere a eficienței de utilizare a energiei, de valorificare a surselor alternative și de dezvoltare durabilă.

Liderul incontestabil în domeniul valorificării surselor regenerabile de energie (SRE), la nivel mondial, este UE, care promovează o politică consecventă de susținere, și utilizare a SRE. Conform directivelor UE, angajamentul Comunității Europene față de dezvoltarea la scară comunitară a energiei din surse regenerabile constă într-o pondere de 20% din întregul consum de energie la nivel comunitar până în anul 2020. Fiecare stat-membru își asumă obligația ca ponderea SRE să întrecă obiectivele naționale asumate.

Din anul 2010 Republica Moldova a aderat la Comunitatea Energetică care a fost lansată de către Uniunea Europeană cu scopul de a stabili o piață energetică unică la nivel regional. Toate țările membre și-au asumat responsabilitatea de a implementa Pachetul III energetic ce presupune o liberalizare a pieței de energie electrică și a gazelor naturale. Între timp, Republica Moldova a semnat Acordului de Asociere (AA) cu Uniunea Europeană în 2014. Astfel, guvernul Republicii Moldova și-a asumat unele obligații privind stabilirea unei piețe comune cu UE, totodată punând fundamentul unei restructurări a sectorului energetic. Conform prevederilor AA, țara noastră trebuie să realizeze un cadru de implementare și instituțional, ajustat la acquis comunitar. Ceea ce ține de utilizarea resurselor regenerabile, conform planului de acțiuni a fost stabilit obiectivul de 20% surse regenerabile din consumul total de energie. Este prevăzută diversificarea surselor energetice, liberalizarea pieței energetice și funcționarea într-un mod concurențial ceea ce face acest domeniu mai atractiv pentru investitorii străini.

Au fost aprobate Strategia Energetică a Republicii Moldova până în 2030 [1] și Planul Național de Acțiune pentru promovarea energiei din surse regenerabile pentru anii 2013 – 2020, care a stabilit obiective ambițioase, conform cu cele ale UE pentru promovarea energiei durabile în țară: 20% din consumul energetic al țării să provină din SRE până în 2020; cel puțin 10% pondere a biocarburanților în volumul total de carburanți; 27% pondere a energiei termice produsă din SRE.

În Republica Moldova, energia eoliană este una din sursele regenerabile de energie care poate fi valorificată datorită potențialului destul de bun, care a fost evaluat în ultimii ani la $400 - 500 \text{ W/m}^2$ pentru înălțimea de 50 m. Pe lângă atragerea investitorilor străini din acest domeniu este necesară și pregătirea specialiștilor autohtoni. În acest context la Universitatea Tehnică a Moldovei (U.T.M.) a fost înființat Centrul pentru Elaborarea Sistemelor de Conversie a Energiilor Regenerabile (CESCER) în cadrul departamentului „Bazele Proiectării Mașinilor”. Unul din domeniile de bază de cercetare ale Centrului sunt sistemele de conversie a energiei eoliene. Elaborarea unei turbine eoliene cu randament înalt nu este o sarcină dintre cele mai ușoare. Palele, fiind organul de lucru principal în componența unei turbine eoliene, trebuie să satisfacă o gamă largă de condiții, dintre care unele se află în conflict. Aceste condiții pot fi rezumate după cum urmează: maximizarea producției anuale de energie pentru viteza vântului specificată; rezistența la oboseală și la sarcini extreme; limitarea încovoierii palei pentru a evita coliziunea cu turnul; evitarea rezonanței; minimizarea masei și costului. Pentru a satisface aceste condiții tehnologiile de fabricare a palelor pentru turbinele eoliene moderne au fost transferate din domeniul construcției ambarcațiunilor și a aparatelor de zbor ușoare.

Odată cu dezvoltarea rapidă a energiei eoliene în ultimii 10 – 15 ani, paralel s-au dezvoltat și metodele computaționale de cercetare dedicate acestui domeniu. Dat fiind faptul că simularea computațională presupune reproducerea matematică a comportamentului unui sistem fizic, avantajele acestei metode sunt valorificate în cele mai avansate domenii (aerospațial, medical, sportiv etc.). Capacitatea sistemelor de calcul moderne de a opera repede cu un volum mare de date oferă posibilitatea unică prin care cercetătorii pot investiga probleme, a căror abordare practică ar fi prea costisitoare, de lungă durată sau chiar imposibilă. Astfel cercetătorul poate obține soluții tehnice optime ce se apropie de realitatea experimentală în timp rezonabil.

În lucrarea prezentă, în baza analizei construcției, a materialelor și a tehnologiei de fabricare a palelor pentru turbine eoliene cu ax orizontal, a fost elaborată structura de rezistență a palei aerodinamice cu eficiență sporită de conversie a energiei pentru turbine eoliene de mică putere ($P < 20 \text{ kW}$). Totodată, în baza testelor au fost determinate principalele proprietăți de rezistență ale materialelor compozite pentru fabricarea palei și creată o bază de date, care la rândul său a fost necesară studierii prin metode numerice a rezistenței palei din materiale compozite stratificate.

Lucrarea a fost elaborată la departamentul „Bazele Proiectării Mașinilor” al Universității Tehnice a Moldovei și reprezintă continuarea cercetărilor în domeniul elaborării sistemelor eficiente de conversie a energiei eoliene prin utilizarea metodelor moderne de calcul și analiză, materialelor și tehnologiilor noi de fabricare.

Scopul lucrării: Argumentarea teoretică și experimentală a structurii de rezistență a palei aerodinamice sub aspectul sporirii eficienței de conversie a energiei pentru turbine eoliene de mică putere ($P < 20$ kW).

Obiectivele de bază ale lucrării. Pentru realizarea scopului formulat este necesară soluționarea următoarelor probleme:

- Analiza construcției rotoarelor turbinelor eoliene, a materialelor și a tehnologiei de fabricare a palelor;
- Studiarea metodelor analitice și numerice de calcul a rezistenței plăcilor din materiale compozite stratificate;
- Fabricarea, testarea și determinarea proprietăților mecanice la tracțiune și forfecare a materialului compozit pentru construcția palei;
- Corelarea rezultatelor testelor cu rezultatele analizei cu elemente finite a epruvetelor din materiale compozite;
- Modelarea tridimensională a palei cu geometrie aerodinamică optimă cu utilizarea profilelor aerodinamice existente;
- Efectuarea simulărilor CFD pentru diferite viteze ale vântului, determinarea factorului de performanță a rotorului elaborat și a forțelor aerodinamice care acționează asupra palei;
- Elaborarea modelului structural al palei și modelarea ei din material compozit;
- Modelarea interacțiunii fluidului cu structura palei, verificarea rezistenței palei în statică și optimizarea stratificatului de material compozit;
- Simularea comportamentului dinamic al palei și verificarea formelor oscilațiilor armonice și a frecvențelor proprii.

Noutatea și originalitatea științifică a rezultatelor obținute. Elaborarea structurii de rezistență a palei din materiale compozite pentru turbine eoliene de mică putere și argumentarea ei din punct de vedere al simplității constructive și al masei reduse obținute în rezultatul optimizării arhitecturii materialului compozit stratificat.

Soluțiile tehnice elaborate sunt protejate cu 2 brevete de invenție.

Noutatea și originalitatea elaborărilor expuse în teză au fost apreciate de către Juriile Internaționale în cadrul a 8 Saloane Expoziționale Internaționale „*Inovații, Cercetare și Transfer Tehnologic*” cu 10 medalii de aur și 3 de argint.

Valoarea practică a lucrării.

În baza testelor efectuate au fost determinate principalele proprietăți de rezistență ale materialelor compozite și creată o bază de date.

Totodată, au fost formulate recomandări privind proiectarea, fabricarea, pregătirea pentru teste și testarea epruvetelor din material compozit stratificat.

Rezultatele testelor au fost utilizate la modelarea structurii de rezistență a palei și simularea comportamentului ei sub acțiunea sarcinilor de lucru prin metoda de analiză numerică cu elemente finite. Astfel a fost elaborată și cercetată prin metode numerice o structură de rezistență a palei pentru turbine eoliene de putere mică, care au oferit un rezultat foarte bun în timp scurt și la costuri mult mai mici decât prin cercetarea experimentală.

Rezultatele științifice principale înaintate spre susținere. A fost elaborată și aprobată metodologia simulărilor CFD a proceselor de curgere a fluidului prin rotorul aerodinamic și a interacțiunii fluidului cu structura palei, în baza căreia: a fost formulată baza de date pentru proiectarea rotoarelor aerodinamice ale turbinelor eoliene; au fost identificate soluții tehnice privind sporirea rezistenței mecanice și reducerea masei totale a palei prin optimizarea stratificatului de material compozit;

În baza testelor efectuate pe epruvete au fost determinate proprietățile de rezistență ale materialelor compozite stratificate din fibre de sticlă și creată o bază de date.

A fost validată metoda de analiză numerică cu elemente finite a materialelor compozite stratificate, care este foarte necesară pentru dezvoltarea de noi concepte în cadrul centrului CESCER al departamentului „*Bazele Proiectării Mașinilor*”.

Au fost formulate recomandări privind tehnologia de fabricare a palelor aerodinamice din materiale compozite pentru turbine eoliene de putere mică.

Obținerea rezultatelor lucrării. Lucrarea a fost efectuată în cadrul direcției științifice departamentale „Elaborarea Sistemelor de Conversie a Energiilor Regenerabile” în corespundere cu planurile de cercetare ale temelor de contract:

- Program de Stat:
 - „Cercetarea proceselor aero-hidrodinamice în turbinele eoliene și hidraulice și elaborarea palelor cu eficiența sporită a conversiei energiei” (Contract nr. 20/P din 02 ianuarie 2012).
- Program proiecte Tineri Cercetători:
 - „Elaborarea tehnologiei de fabricare din materiale compozite a palelor cu profil aero/hidrodinamic” (Contract nr. 01/ind din 20 decembrie 2012-2013);
- Program Internațional de Cercetare AUF – Ministerul Educației al Republicii Moldova:
 - „Consolidation de la capacité de recherche du Laboratoire de l’Aérodynamique dans le cadre du Département "Bases de Projection des Machines"” pour l’année 2017.

Aprobarea lucrării. Rezultatele principale, expuse în teză, au fost prezentate și puse în discuție la seminarele științifice ale Facultății „Inginerie Mecanică, Industrială și Transporturi” a Universității Tehnice a Moldovei; la conferințe științifice și expoziții Naționale și Internaționale, după cum urmează: *Environmental Engineering and Management Journal, The 3rd Conference on Sustainable Energy (CSE)* Universitatea Transilvania din Brașov, România, 10-12 Noiembrie, 2011; *Proceedings of the 16th International Conference – ModTech 2012*, Sinaia, Romania; *The 3rd International Conference on Diagnosis and Prediction in Mechanical Engineering Systems (DIPRE 12)*, 31 may – 1 june, 2012, „DUNAREA DE JOS” University of Galati, Romania; *Innovative Manufacturing Engineering Conference*, May 29-30, 2014, „Periodical Mechanics and Materials”, Chișinău-Republic of Moldova; Conferința Internațională *Energetica Moldovei-2012*, 4-6 Octombrie, Chișinău; pe paginile revistelor „Meridian Ingineresc”, Chișinău: UTM nr. 3, 2010, nr. 4, 2012 și Revista de Proprietate Intelectuală *INTELLECTUS* 1/2012.

Elaborări create în baza brevetelor de invenție au fost demonstrate la Expozițiile și Saloanele Internaționale de Inovații, Cercetare și Transfer Tehnologic: *EUROINVENT* 2010 – 2012, 2014, 2015 Iași, România; *INVENTICA* 2012, 2013, Iași, România; *PROINVENT* 2011 – 2016 Cluj, România; *ARCHIMEDES* 2010, 2016 Moscova, Rusia; *NEW TIME* 2012, 2013, Sevastopol, Ucraina; *IWIS* Varșovia, 2012; The 2012 International Innovation and Invention Conference, Taipei University of Technology, China; *INFOINVENT* 2011, 2013, Republica Moldova; *Moldova Eco-Energetică*, ediția 2013 etc.

Pentru realizări în domeniul cercetării autorul a fost apreciat cu:

- Premiul Municipal Pentru Tineret în Domeniul Științei și Tehnicii, EDIȚIA 2011, concurs organizat de Direcția Generală Educație, Tineret și Sport a Primăriei mun. Chișinău.
- 10 medalii de aur, 3 medalii de argint și 3 premii speciale, acordate de Juriul Internațional al Saloanelor de Inovații, Cercetare și Transfer Tehnologic .

Publicații pe tema tezei. Conținutul principal al tezei este reflectat în 13 lucrări științifice, 8 dintre care sunt de singur autor. Prioritatea elaborărilor este protejată cu 3 brevete de invenție.

Structura și volumul tezei de doctorat. Lucrarea constă din introducere, patru capitole, concluzii generale, recomandări și conține 140 pagini, 20 tabele, 99 figuri, 4 anexe și 121 surse bibliografice utilizate.

Cuvinte-cheie: pală aerodinamică; conversia energiei eoliene; structură de rezistență; materiale compozite; testare epruvete; simulare numerică CFD; simulare numerică FSI.

CONȚINUTUL TEZEI

În introducere este argumentată și prezentată actualitatea problemei de valorificare a Surselor Regenerabile de Energie prin elaborarea și cercetarea palelor aerodinamice cu eficiență sporită de conversie a energiei eoliene.

În primul capitol este efectuată analiza și descrierea evoluției rotoarelor turbinelor eoliene cu ax orizontal. De asemenea, au fost analizate conceptele și particularitățile constructive ale turbinelor eoliene de mică putere produse de diferite companii. A fost efectuat studiul materialelor și tehnologiilor de fabricare a palelor. Totodată, a fost analizată oportunitatea valorificării energiei eoliene în Republica Moldova și prezentate tendințele dezvoltării energiei eoliene la nivel mondial. În baza analizei efectuate au fost formulate scopul și obiectivele lucrării.

În capitolul 2 ” este efectuată analiza macromecanicii materialului compozit la nivelul unui strat individual și al stratificatului de material în ansamblu. În baza acestei analize s-a stabilit că rigiditatea stratificatului este o funcție de geometrie, de proprietățile materialului și de modul de aranjare a laminelor în stratificat. S-a stabilit că criteriile de rezistență principale necesare calculului de rezistență al plăcilor compozite stratificate prin metode analitice și numerice sunt empirice și sunt asemănătoare cu cele utilizate pentru calculul materialelor metalice. Totodată, s-a stabilit că criteriul de rezistență Puck este relativ mai simplu în aplicare și oferă o corelare bună cu experimentele. A fost identificată și argumentată metoda de analiză cu elemente finite a solicitărilor modelelor din materiale compozite.

În capitolul trei au fost determinate caracteristicile elastice și mecanice principale ale materialelor compozite stratificate, care sunt utilizate în construcția palei. În acest scop au fost fabricate epruvete din material compozit (rășină poliesterică armată cu fibre de sticlă) care au fost apoi testate la întindere și forfecare. Au fost determinați modulii de elasticitate longitudinal, transversal și la forfecare și coeficienții lui Poisson folosind metoda tensometriei electrice rezistive. Totodată, în baza simulării numerice a testelor reale a fost validată metoda de analiză cu elemente finite a stratificatelor din materiale compozite, fiind utilizate constantele elastice obținute în rezultatul testelor.

Capitolul patru este dedicat argumentării structurii de rezistență a palei aerodinamice cu eficiență sporită pentru turbinele eoliene cu puterea de 10 kW elaborate la UTM. În acest scop a fost modelată pala cu geometrie aerodinamică optimizată și simulată interacțiunea forțelor generate de fluid asupra suprafeței ei pentru diferite viteze ale vântului. Au fost determinate forța axială și momentele de torsiune dezvoltate la axul turbinei de o pală și construită curba de putere a turbinei. Totodată, a fost elaborat designul structural al palei și modelul ei din material

compozit. În scopul verificării rezistenței palei a fost simulată interacțiunea fluidului cu structura palei pentru viteza vântului de 16 m/s. Pentru determinarea grosimii optime a stratificatului de material compozit din structura de rezistență a palei au fost efectuate mai multe simulări în care s-a urmărit minimizarea deplasării vârfului palei și a tensiunilor echivalente și reducerea masei totale a palei.

În scopul verificării comportamentului dinamic al palei și depistării fenomenului de rezonanță a fost efectuată analiza modală. Au fost determinate formele modului dinamic al palei și frecvențele ei naturale și construită diagrama Campbell care oferă o imagine clară a posibilelor interacțiuni dintre frecvența de excitație aerodinamică și frecvențele naturale ale diferitelor componente ale turbinei.

Concluzii și recomandări. Compartimentul include sinteza rezultatelor obținute în teză.

Mulțumiri. Adresez sincere mulțumiri conducătorului științific domnului profesor Viorel BOSTAN și consultantului științific domnului profesor Valeriu DULGHERU pentru buna îndrumare și sprijin pe toata perioada de elaborare a tezei.

Alese mulțumiri aduc referenților oficiali domnilor prof. univ., dr. ing. Ionel CHIRICĂ și prof. univ., dr. ing. Dan OPRUȚĂ.

Mulțumesc domnilor profesor Ion VIȘA, profesor Pavel TOPALĂ, profesor Ion HĂBĂȘESCU, profesor Paul BĂRSĂNESCU, conferențiar Ion BODNARIUC, conferențiar Rodion CIUPERCĂ pentru onoarea acordată, acceptând participarea ca membri ai Consiliului Științific Specializat.

Sincere mulțumiri și multă recunoștință aduc domnului dr. ing. Bogdan LEIȚOIU pentru ajutorul acordat la efectuarea testelor în Laboratoarele de Testări Mecanice și Tehnologice din cadrul Facultății de Mecanică a Universității Tehnice „Gheorghe Asachi” din Iași.

Adresez mulțumiri colectivului Departamentului „Bazele Proiectării Mașinilor” pentru încurajare și, în special, doamnei conferențiar Natalia SVEATENCO și domnului conferențiar Victor BALAN pentru asistență profesională. De asemenea, mulțumesc domnului Vitalie GLADIȘ pentru bună călăuzire în timpul fabricării epruvetelor din materiale compozite.

În final mulțumesc părinților și prietenilor care au fost alături de mine și m-au susținut pe parcursul anilor de doctorat.

1. STADIUL ACTUAL ÎN DOMENIUL SISTEMELOR DE CONVERSIE A ENERGIEI EOLIENE

1.1. Energia regenerabilă și dezvoltarea durabilă a societății

1.1.1. Energia și poluarea mediului

Consumul de energie la nivel global este în creștere dramatică din cauza căutării unui standard de viață mai ridicat și a creșterii populației lumii. Toate sursele de energie afectează mediul înconjurător într-o măsură mai mare sau mai mică. Nu există nici o sursă de energie complet "curată". Cea mai mare cantitate din energia noastră provine din combustibili fosili 85 % - cărbune, petrol și gaze naturale, iar arderea acestor combustibili cauzează poluarea mediului în care trăim.

Din fericire, guvernele statelor dezvoltate au conștientizat importanța protecției mediului și iau măsuri pentru a reduce pe termen lung impactul industriei energetice și nu numai. Sunt elaborate strategii susținute de creșterea eficienței de utilizare a energiei și de implementare a programelor de eficiență energetică.

Dezvoltarea economică depinde, în mare măsură, de capacitatea de a asigura necesarul de energie electrică, mecanică și termică la un preț rezonabil. Resursele regenerabile de energie, precum și tehnologiile de producere cu o influență negativă cât mai redusă asupra mediului înconjurător, constituie o prioritate pentru prezent și viitor.

Republica Moldova lucrează activ pentru a consolida eficiența energetică în țară și a promova sursele de energie regenerabilă, modernizând structura sa energetică. Au fost aprobate Strategia Energetică a Republicii Moldova până în 2030 și Planul Național de Acțiune pentru promovarea energiei din surse regenerabile pentru anii 2013 – 2020, care a stabilit obiective ambițioase, conform cu cele ale UE pentru promovarea energiei durabile în țară:

- 20% din consumul energetic al țării să provină din surse regenerabile până în 2020;
- cel puțin 10% de biocombustibil din totalul de combustibili consumat;
- reducere de 20% a consumului de energie primară;
- reducere a gazelor cu efect de seră de cel puțin 25% în comparație cu anul 1990;

1.1.2. Cadrul legislativ internațional

Convenția-cadru a Organizației Națiunilor Unite privind Schimbarea Climei (CONUSC) a fost adoptată la 9 mai 1992 la Conferința ONU pentru mediu și dezvoltare durabilă de la Rio de Janeiro, fiind privită ca un răspuns al comunității internaționale la fenomenul de încălzire globală cauzat de poluarea atmosferei și creșterea concentrației atmosferice a gazelor cu efect de seră [2].

Obiectivul final al Convenției este de a stabiliza concentrația de gaze cu efect de seră (GES) în atmosferă la un nivel care să împiedice orice perturbare antropică periculoasă a

sistemului climatic. Până în prezent 196 de țări sunt părți la această Convenție. CONUSC a fost semnată de Republica Moldova la 12 iunie 1992 și ratificată de Parlament la 16 martie 1995.

La Conferința Părților 3 (Kyoto, 1997) a fost adoptat așa-numitul Protocol de la Kyoto, care reprezintă un instrument de aprofundare a angajamentelor Părților în cadrul Convenției, prin obligarea țărilor industrial dezvoltate și celor cu economia în tranziție, incluse în Anexa I a Convenției, să reducă emisiile totale de GES direct cu cel puțin 5%, în comparație cu emisiile înregistrate în anul de bază (1990), în perioada 2008- 2012. Republica Moldova a ratificat Protocolul de la Kyoto la 13 februarie 2003 (data oficială a aderării este 22 aprilie 2003). De notat totuși că în calitate de țară din non-Anexa I, Republica Moldova nu are angajamente de reducere a emisiilor de GES în cadrul acestui Protocol.

1. Protocolul de la Kyoto la Convenția-cadru a Națiunilor Unite Asupra Schimbărilor Climatice, adoptat la 11 decembrie 1997 Kyoto, Japonia și intrat în vigoare la 16 februarie 2005. În noiembrie 2009, 187 de state au semnat și ratificat protocolul;

2. Directiva 2001/77/EC din 27 septembrie 2001 privind promovarea energiei electrice produse din SER, pe piața unică de energie.

3. În martie 2007, Consiliul European a adoptat un plan energetic, de dezvoltare industrială și abordare a schimbărilor climatice, în care propunea creșterea eficienței energetice cu 20%, reducerea emisiilor de gaze cu efect de seră cu 20%, folosirea surselor de energie regenerabilă în procent de 20% din totalul de energie până în 2020 [3].

4. Rezoluția Parlamentului European din 13 martie 2008 privind Fondul mondial pentru eficiență energetică și energie regenerabilă (2007/2188(INI));

1.1.3. Cadrul legislativ existent în Republica Moldova

Dezvoltarea economică depinde, în mare măsură, de capacitatea de a asigura necesarul de energie electrică, mecanică și termică. O importanță majoră, în ceea ce privește oferta de energie în Republica Moldova (RM), va fi acordată capacității de a alege între variatele resurse de energie. Resursele regenerabile de energie, precum și tehnologiile de producere cu o influență negativă cât mai mic posibilă asupra mediului înconjurător, constituie o prioritate pentru viitor.

Pentru RM, care importă cca 98% din resursele energetice necesare, problema utilizării energiilor regenerabile este deosebit de importantă. Fiind un stat cu o densitate înaltă a populației (cca 140 hab/km²), cu doar cca 10% de suprafețe împădurite, cu o economie bazată pe agricultură, problema protecției mediului ambiant este majoră. De asemenea, gradul înalt al sărăciei (conform estimărilor UNDP, RM ocupă locul 117 în lume), în special, în mediul rural

impune luarea unor măsuri de combatere a sărăciei. Se estimează că cca 50 la sută din populația RM se află la sate. Desființarea gospodăriilor colective a condus la apariția unui număr mare de gospodării țărănești individuale sau întrunite în mici colective cu diferite forme de cooperare. Condițiile climaterice favorabile și solurile mănoase au favorizat dezvoltarea grădinăritului în RM, care necesită, însă, irigație [4]. Totodată în RM industria prelucrătoare a producției agricole, reprezentată de întreprinderile mici de prelucrare a producției agricole, este la început de cale. În acest scop, Guvernul Republicii Moldova a lansat “*Strategia Energetică a Republicii Moldova până în anul 2030*”, care a stabilit până în 2020 țintele de 20% energie din surse regenerabile în consumul final de energie în țară și 10% energie din surse regenerabile în toate formele de transport; integrarea în sistemul energetic național a unui volum de cca 400 MW capacitate de generare, bazată pe sursele eoliană și solară [5].

Mai jos sunt prezentate cele mai importante legi care au ca scop stimularea dezvoltării surselor regenerabile de energie:

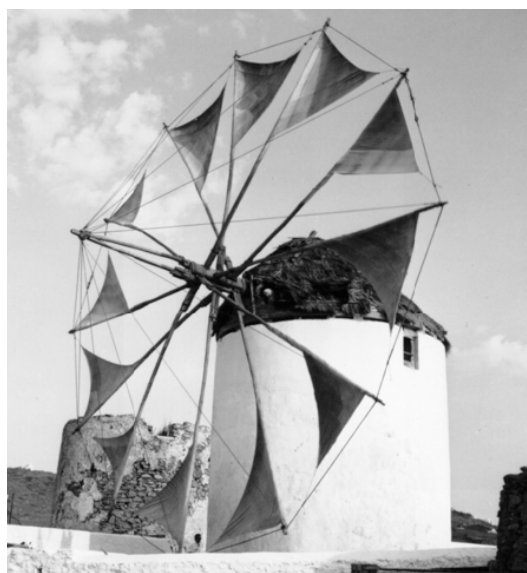
1. Legea RM privind conservarea energiei nr. 1136-XIV din 13.07.2000.
2. Strategia energetică a Republicii Moldova până în anul 2030 (Aprobată prin Hotărârea Guvernului nr. 102 din 05.02.2013).
3. Strategia națională pentru dezvoltare „Moldova 2020” votată în parlament în iulie 2012. Planul de acțiuni pentru implementarea obiectivelor Strategiei pe 2012-2020 prevede pentru domeniul energetic:
 - Stimularea utilizării energiei produse din surse de energie regenerabile raportate la consumul total brut intern;
 - Susținerea cercetărilor și informării privind tehnologiile utilizării surselor de energie regenerabilă, etc.;
 - Lansarea unor programe speciale de educație și instruire în vederea conservării energiei.
4. Legea energiei regenerabile (Aprobată în Parlament: nr. 160-XVI din 11.07.2007).
5. Politici sectoriale cu impact asupra implementării convenției-cadru CONUSC în RM:
 - perfecționarea cadrului legislativ-normativ sectorial și implementarea cât mai deplină a politicilor sectoriale cu impact direct sau indirect asupra implementării CONUSC, precum Strategia energetică a Republicii Moldova până în anul 2020 (2007),
 - asigurarea securității energetice a țării prin lărgirea capacităților de interconexiune cu țările vecine și construcția de noi surse locale de generare a energiei în baza celor mai noi și performante tehnologii favorabile mediului;
 - majorarea ponderii surselor regenerabile în bilanțul energetic al țării până la 6% în 2010 și 20% în 2020.

1.2. Evoluția rotoarelor turbinelor eoliene

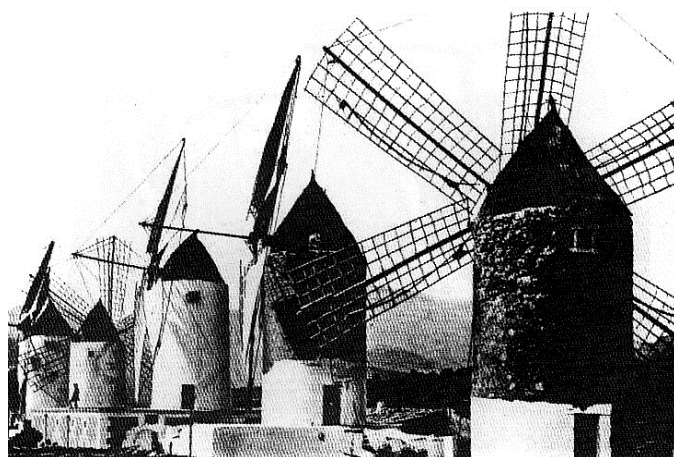
1.2.1. Istoria turbinelor eoliene

Istoria turbinelor eoliene este istoria morilor și a pompelor. De multe ori s-a spus că primele mori de vânt au apărut în Persia, dar fiind din lemn nu s-au păstrat urme ale lor. În ultimul timp însă, tot mai des se afirmă că cele mai vechi mori au funcționat acum 3 000 de ani în Alexandria; părțile lor inferioare (construite din piatră) conservându-se până azi, figura 1.1 (a) [6, 7]. Ele seamănă cu numeroase mori de vânt de azi din zona mediteraneană. Cele 6-8 pale aveau pânze triunghiulare, viteza de rotație de 20 min^{-1} , iar axul elicei nu se putea roti după vânt și nici nu era nevoie deoarece vântul avea o direcție constantă. În insulele Mallorca s-au păstrat mori de peste 700 de ani. Pentru a capta vântul ce avea diferite direcții, se instalau serii de mori, fiecare având axul dirijat într-o altă direcție, asigurându-se astfel un randament mai uniform, figura 1.1, (b).

În insulele Mării Egee există mori de vânt grecești care sunt construcții masive în piatră de acum 2000 de ani. Remarcabilă este fixarea simplă din punct de vedere static a pânzelor.



a)



b)

Fig. 1.1. Moară de vânt din Grecia (a), mori de vânt din insulele Mallorca (b).

În 115 Heron a construit o orgă pusă în mișcare de o pompă având aerul furnizat de o elice cu un număr foarte mare de pale, asemănătoare cu turbinele americane care se pun în mișcare la cea mai ușoară adiere de vânt dar având un număr scăzut de rotații.

În Europa centrală medievală în secolul al XI-lea morile de vânt erau atât de răspândite, încât țineau de viața zilnică. Ele erau în principal de două tipuri: 1) moara germană (apărută în 1400) (figura 1.2) care se putea roti pe o capră, elicea avea 6 pale dreptunghiulare (plane), confecționate la început din scânduri de lemn, apoi din pânză de catarg întinsă. Cruciații au

răspândit aceste mori de vânt din Ungaria până în Rhodos de aceea ele s-au conservat și se pot întâlni și azi în țara noastră, care după cucerirea Balcanilor de către turci și-a întrerupt pentru mult timp contactul cultural cu Europa Occidentală; 2) moara olandeză de care vom vorbi mai jos. Moara de vânt a preocupat mult oamenii din Renaștere (figura 1.2). Leonardo da Vinci a desenat primul anemometru. De la el au rămas tablouri corecte de curgeri turbulente. Fausto Veranzio din Dalmația s-a ocupat de mori de vânt independente de direcția vântului, cu ax vertical, ale căror pale erau cu rezistență diferențiată, în partea din față având o rezistență mai mare decât cea din spate.



a)



b)

Fig. 1.3. Moară de vânt olandeză (*a*), moară de vânt germană (*b*)

În 1854 Daniel Halladay a construit primele sale mori de vânt cu 150 pale care se puneau în mișcare chiar la viteze de 0,16 m/s ale vântului. După primul război mondial s-au construit multe astfel de turbine cu diametrul de 12 m și putere de 15 kW folosite la producerea curentului electric, încălzit și pomparea apei potabile, figura 1.3. În America se construiesc anual 100000 de pompe de vânt (aeromotoare) și aerogeneratoare, acestea din urmă având 2 pale, diametrul de 1,5 m, pe axul lor fiind un mic dinam electric de 200 W și un acumulator care este încărcat de dinam când bate vântul. Produc lunar câte 50-100 kW/h, adică necesarul de energie pentru iluminat și radio pentru o casă de vacanță.

Secolul al XIX-lea s-a caracterizat aproape exclusiv prin îmbunătățirea formei paletelor,

răsucirea fiind deja bine înțeleasă.

Francezul Duvand a încercat să rezolve problema curburii folosind pânze de forma aripilor de pasăre. El a avut ideea să proiecteze pale care se roteau în jurul axei palei creând, astfel, premisele turbinei moderne. Scoaterea apei din mine s-a făcut mult timp cu ajutorul pompelor puse în funcțiune de elice eoliene, aceasta până la apariția mașinii eu abur. Cu toate acestea roata de vânt a continuat să fie folosită și perfecționată. Astfel, celebre sunt contribuțiile danezului La Cour care în 1890 a obținut prin lucrările sale în tunele aerodinamice, valori constructive precise.

După cel de-al doilea război mondial a crescut interesul față de turbinele eoliene înființându-se institute (specializate pentru cercetări în domeniul energiei eoliene și dispunând de diferite tipuri de turbine eoliene folosite pentru cercetare) și construindu-se multe alte turbine pentru scopuri practice. Menționăm, astfel, institutul de la Weimar (Germania) înființat în 1930, unde s-au realizat turbine cu un randament de 47% incluzând pierderile de energie ale pompelor de apă. Tot în R.F. a Germaniei în 1949 a fost înființată o Societate de Studii a Puterii Vântului pentru producerea de energie electrică. Din 1975 exista la Stuttgart un institut de cercetări pentru tehnica energiei eoliene.



Fig. 1.3. Roata de vânt americană



(a)



(b)

Fig. 1.4. Turbina eoliana W-34, Germania 1968 (a), turbina eoliană Gedser, Danemarca 1957.

Profesorul german Ulrich Huter a avut contribuții importante privind analiza, proiectarea, construcția, încercarea, operarea și economia turbinelor eoliene. În anul 1957 Ulrich Huter a fost primul care a folosit materialele compozite la confecționarea palelor [6, 7]. Totodată, Huter a contribuit la elaborarea unei turbine eoliene cu diametrul rotorului de 34 m și puterea de 100 kW, figura 1.4 (a).

Una dintre cele mai mari turbine eoliene din Europa a fost cea de la Aalborg (Danemarca) cu diametrul de 17,5 m, 100 rot/min și putere de 60 kW la o viteză a vântului de 11,6 m/s. O altă turbină eoliană de 200 kW și cu diametrul de 24 m a fost instalată în Danemarca în 1957 la Gedser, figura 1.4, (b), iar în 1977 una de 2 MW la Trind-Skolerne.

În Franța, Neypric și Vadot s-au ocupat de turbina de 800 kW de la Kogent-Le-Roi care funcționa la vânt de 16,7 m/s și avea diametrul de 30,2 m și de cea de 132 kW de la Saint-Remy-de-Provence care funcționa la 13,2 m/s și avea diametrul de 21,2 m (figura 1.5, a).

În SUA în anul 1922 frații Marcellus și Joseph Jacobs au început dezvoltarea turbinelor mici de 0,5-3 kW cu generator acționat direct, figura 1.5 (b). Turbinele lor s-au dovedit a fi fiabile și au fost mult timp folosite în satele mai izolate pentru pomparea apei și iluminatul electric, până în 1930 existând cam 50 000 de astfel de turbine.



(a)



(b)

Fig. 1.5. Turbină eoliană elaborată de Neypric și Vadot, 1962-1964 (a), turbina fraților Jacobs (diametru rotor 4 m, putere livrată 1,8-3 kW), 1932 (b).

În ultimii 20 ani, datorită politicilor naționale și internaționale în domeniul energiei regenerabile menționate în paragraful anterior, turbinele eoliene au cunoscut o dezvoltare extraordinară din toate punctele de vedere (eliminarea multiplicatorului, generator cu magneți permanenți, pale mai ușoare și mai rezistente din rășină epoxidică armată cu fibre de carbon, costuri de mentenanță reduse, durata de viață lungă).

1.2.2. Modele industriale experimentale de pale în trecut

a) Aripi de avioane ca model. Proiectarea palelor turbinelor eoliene a fost împrumutată aproape integral din tehnologia aeronavelor. Modele de bază proiectate pot fi cel mai bine exemplificate prin urmărirea dezvoltării istorice a aripilor avioanelor (Tabelul 1.1.) [6].

Prin anul 1915 materialele predominante folosite au fost plăcuțele de lemn și tijele de rigidizare făcute din țevi de oțel acoperite cu material textil. Aripa avea elemente de sprijin în direcția lonjeronului. Prelata inițial nu a avut funcție portantă. Stabilitatea era asigurată de diferite tipuri de bare și cabluri de fixare.

Din anul 1930 duraluminiul a devenit materialul predominant pentru avioanele mari. Suprafața exterioară a palei, care era acum de metal, avea funcție portantă.

Dezvoltarea materialelor compozite a stabilit noi impulsuri în ingineria aeronavelor în ultimele decenii. Inginerii constructori de plane, din motive aerodinamice, au insistat asupra obținerii unor suprafețe și precizii ale aripii de cea mai înaltă calitate din aceste materiale noi. În plus tehnologia de laminare a permis fabricarea aripilor fără instalații costisitoare. Construcțiile de tip sandwich armate cu fibre de sticlă și de carbon reprezintă tehnologia de ultimă generație din construcția planelor în prezent. Aceste materiale noi tot mai mult sunt utilizate în construcția aeronavelor comerciale de mari dimensiuni.

Modele de aripi de avioane nu sunt potrivite pentru pale mici cu lungimea de câțiva metri. Pentru această categorie pot fi utilizate pale semi-fabricate din aluminiu sau din lemn, după modelul elicelor de avioane. De exemplu, pentru turbine de tip Darrieus palele sunt fabricate frecvent din profile extrudate din aluminiu.

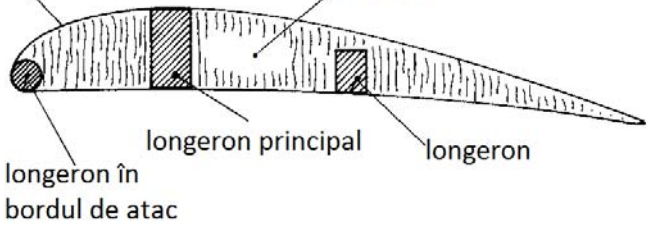
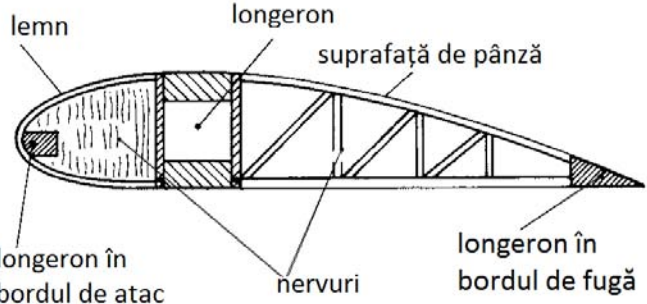
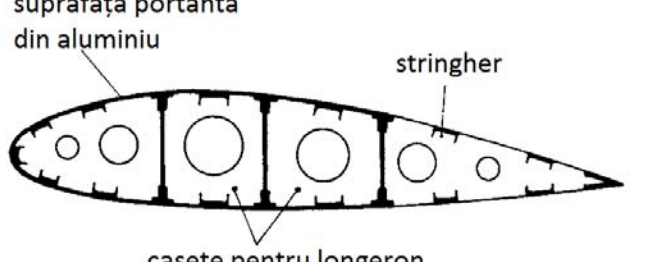
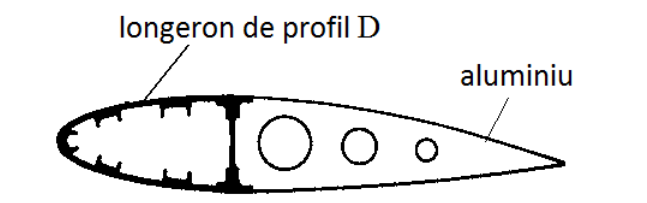
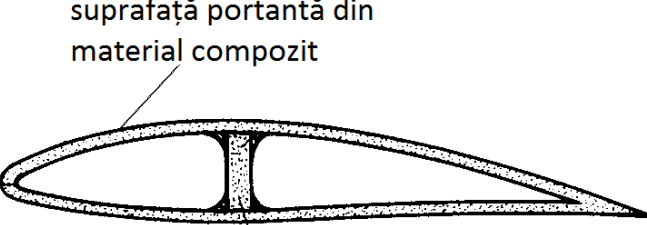
În afară de aceste exemple, construcția palelor pentru turbine eoliene moderne mari sunt bazate, fără excepție, pe materiale compozite armate cu fibre de sticlă și de carbon dezvoltate în construcția de avioane, iar tehnologia de fabricare a fost adesea împrumutată din domeniul construcției ambarcațiunilor moderne.

b) Modele din aluminiu nituit și aluminiu extrudat. Duraluminiul utilizat în construcția de aeronave este un material cu rezistență înaltă, cu o greutate mai mică cu aproximativ 30% față de modelele din oțel încărcate la fel (figura 1.6). Avantajele sunt rezistența bună la oboseală și rezistența la coroziune. Dezavantajul decisiv constă în producția costisitoare.

Foile de duraluminiu sunt practic nesudabile și trebuie, prin urmare, să fie nituite. O alternativă posibilă la utilizarea duraluminiului ar fi de exemplu aliajul AlMg5, mai puțin rezistent, dar sudabil. Însă sudarea cu arc electric a foilor de aluminiu necesită forță de muncă intensivă și calificată. Pentru a menține costurile de producție mici este necesară producția

mecanizată a palelor. Dacă grosimea palelor nu este prea mare, acestea pot fi extrudate din secțiuni de aluminiu pre-fabricate printr-o singură operațiune.

Tabelul 1.1. Dezvoltarea istorică a modelelor de aripi pentru avioane

 <p>suprafață de pânză nervură longeron principal longeron longeron în bordul de atac</p>	<p>Construcție din lemn cu suprafață de pânză, până în anul 1915.</p>
 <p>lemn longeron suprafață de pânză longeron în bordul de atac nervuri longeron în bordul de fugă</p>	<p>Construcție din lemn (cu inserții de oțel); longeron de oțel, până în anul 1915 la avioanele ușoare.</p>
 <p>suprafață portantă din aluminiu stringher casete pentru longeron</p>	<p>Construcție din aluminiu nituit din 1930 până în prezent pentru avioanele mari și ușoare.</p>
 <p>longeron de profil D aluminiu</p>	<p>Longeron de profil D în construcția palelor pentru elicoptere, din 1947.</p>
 <p>suprafață portantă din material compozit nervură</p>	<p>Construcție <i>sandwich</i> din material compozit din fibre de sticlă și fibre de carbon pentru plane moderne și avioane mici din 1960.</p>

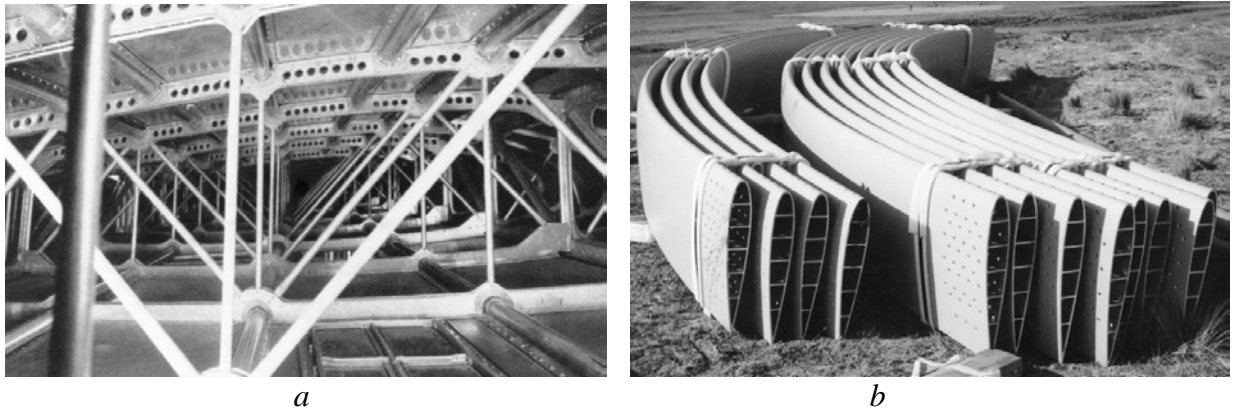


Fig. 1.6. Pale din aluminiu nituit - a; extrudat - b.

c) Pale din lemn și rășini polimerice. Inițiativa pentru utilizarea compozitelor din lemn a venit din domeniul construcției de ambarcațiuni. Pentru a face lemnul rezistent la apa de mare, constructorii de bărci au dezvoltat un design de lemn compozit în care lemnul a fost complet îmbibat cu rășină epoxidică similar cu fibrele de sticlă sau de carbon, figura 1.7. [6]. Acest lucru a făcut posibilă eliminarea unui dezavantaj important al lemnului și exploatarea proprietăților sale de rezistență în special rezistența la oboseală.

Inițial, utilizarea mai largă a compozitelor din lemn a fost îngreunată de faptul că doar câțiva producători au fost capabili de a opera cu această tehnologie. Iar mai târziu majoritatea producătorilor au constatat că compozitele din lemn nu vor putea concura cu rășina armată cu fibre de sticlă.

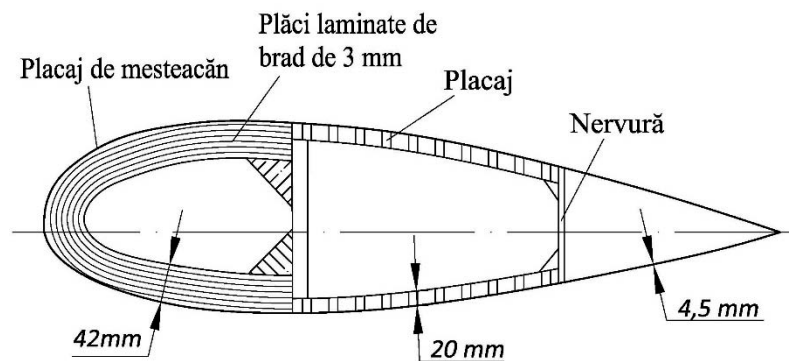


Fig. 1.7. Pală din lemn și rășină epoxidică pentru turbina experimentală americană MOD-0.

d) Pale din materiale compozite. Ulrich Hutter a fost printre primii care a proiectat pale din materiale compozite armate cu fibra de sticlă încă din 1959, figura 1.8 [6]. El a rezolvat problema transferului de sarcină de la materialul compozit în flanșa de metal cu ajutorul unei conexiuni de tip buclă. Palele au avut un mare succes și au fost folosite ca model pentru pale mai mari din materiale compozite de înaltă calitate, în mai multe țări europene.

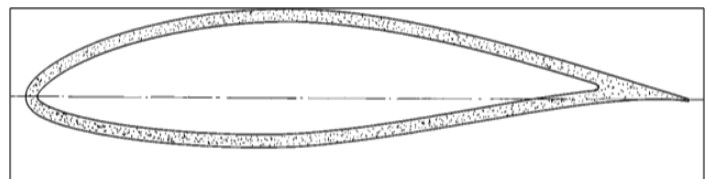


Fig. 1.8. Structura palei din material compozit creată pentru prima dată de U. Hutter pentru turbina W-34

1.2.3. Standardul de design structural în prezent

La sfârșitul anilor 50, materialele compozite de înaltă calitate au fost dezvoltate în domeniul aviației și mai târziu în ingineria aerospațială și în construcția de autovehicule. Această evoluție a fost determinată în special de cererea din industria aerospațială pentru materiale ușoare cu rezistență înaltă.

Urmând exemplul din construcția aeronavelor, producătorii de pale înlocuiesc lonjeronul de tip boxă cu un lonjeron mult mai ușor sub formă de profil I (figura 1.9) [8, 9]. Deși rășina poliesterică, mai ieftină și ușoară în prelucrate, este încă folosită pentru construcția palelor mici, rășina epoxidică cu proprietățile sale de rezistență mai bune a câștigat popularitate din ce în ce mai mare la producția în masă a palelor de turbine eoliene comerciale. Producerea palelor complet din material compozit din fibre de carbon este încă prea scumpă pentru turbinele eoliene comerciale. Din acest motiv, fibra de carbon este folosită doar în cantități mici în locurile unde pala este extrem de sollicitată (ex. tălpile lonjeronului) figura 1.9.

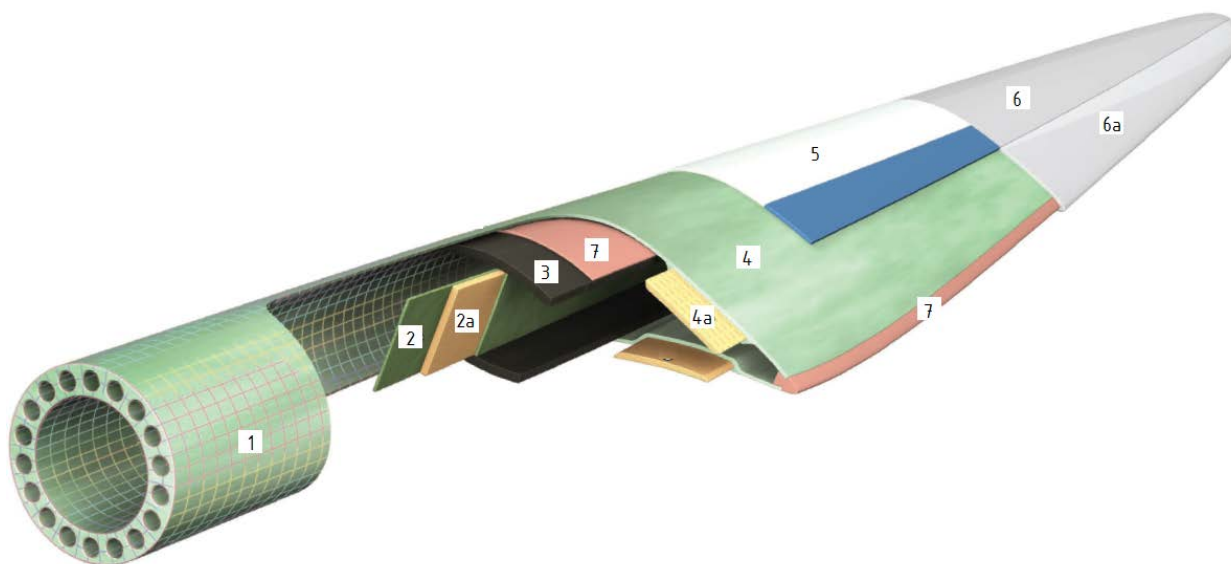


Fig. 1.9. Materiale utilizate la construirea palelor de către compania Gurit.

1. Baza – infuzie și prepreg (fibre de carbon și sticlă); 2. Nervură - infuzie și prepreg (fibre de carbon și sticlă); 2a. Spumă din polimer SAN; 3. Longeron – fibre de sticlă și carbon UD; Suprafață – infuzie și prepreg (fibre de carbon și sticlă); 4a. Spumă de polimer; 5. Grund – Gel UV și CR3400; 6. Finisaj – Vopsea PU; 6a. Gel epoxidic; 7. Adesiv structural.

Odată cu dezvoltarea rapidă a energiei eoliene în ultimii 10 – 15 ani, paralel s-au dezvoltat și metodele computaționale de cercetare dedicate acestui domeniu. Au devenit posibile simulările computaționale ale comportamentului turbinelor în diferite condiții de funcționare. Acest lucru a înlesnit procesul de elaborare și optimizare a geometriei complicate și a structurii de rezistență a palelor.

1.3. Tendințele dezvoltării energiei eoliene

Conform Consiliului Global al Energiei Eoliene (Global Wind Energy Council) tendințele dezvoltării energiei eoliene în plan mondial conform raportului global pentru anul 2015 sunt ilustrate în figura 1.10 și tabelul 1.2 [10].

Consiliul Global al Energiei Eoliene este o asociație internațională de comerț din industria energiei eoliene. Membrii GWEC reprezintă peste 1.500 de companii, organizații și instituții din peste 70 de țări, inclusiv producători, dezvoltatori, furnizori de componente, institute de cercetare, furnizorii de energie electrică, companii de asigurări și finanțare.

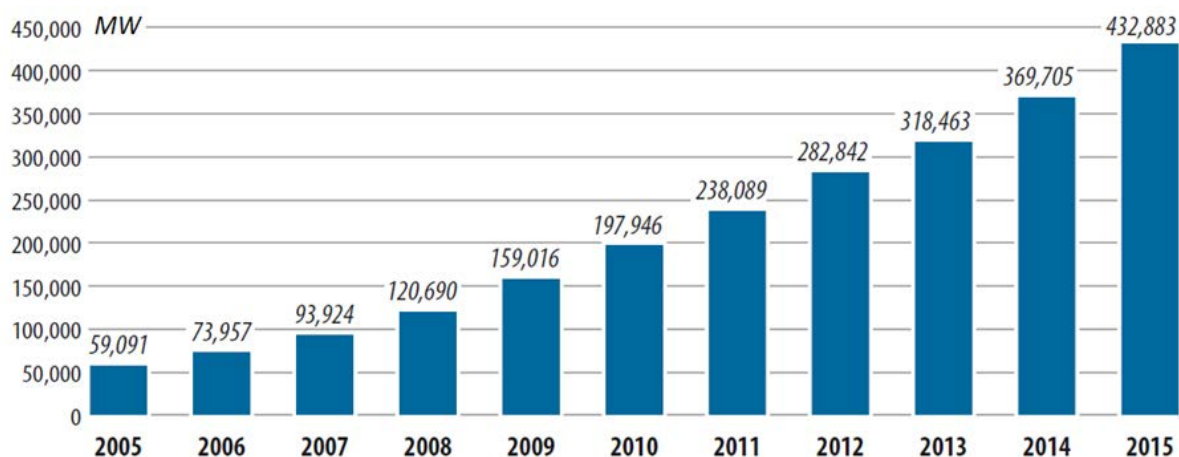
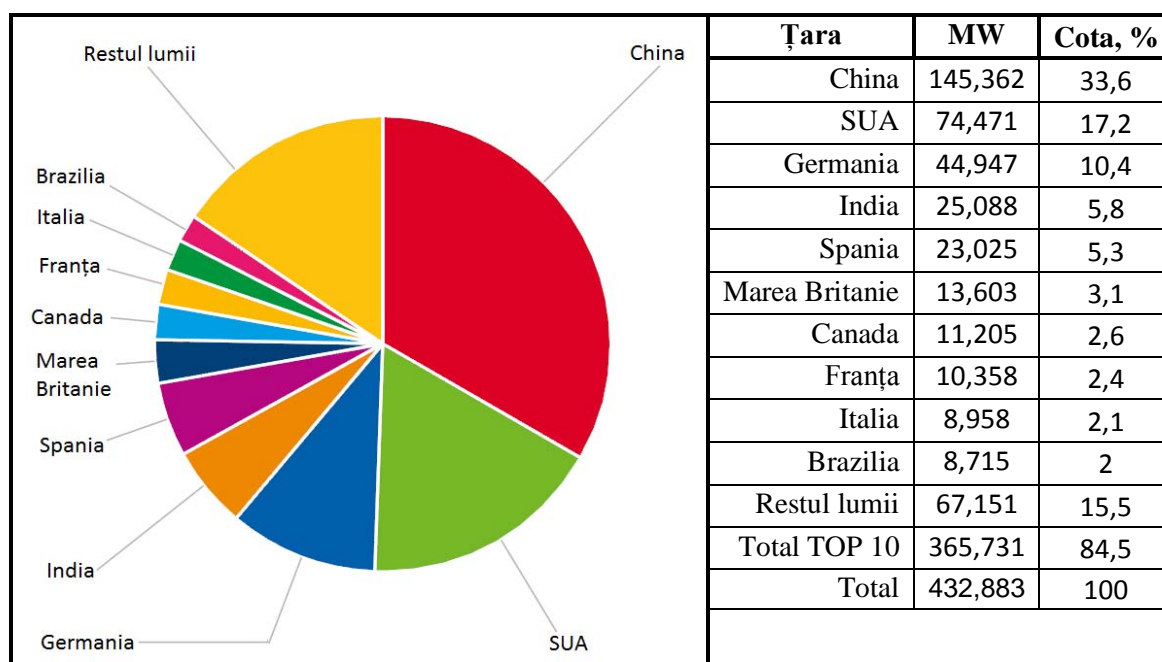


Fig. 1.10. Capacitatea mondială totală instalată din ultimii zece ani

Tabelul 1.2. Primele 10 state cu cea mai mare capacitate eoliană instalată până în anul 2016



Tendința de dezvoltare a turbinelor eoliene de putere mică este plasarea acestora ca surse descentralizate de energie electrică. Conform Asociației Energiei Regenerabile din Marea Britanie generarea energiei electrice este încă în mare măsură centralizată, dar există o tendință progresivă de descentralizare [11, 12].

Primul succes în dezvoltarea turbinelor eoliene mici a avut loc în Danemarca. După criza energetică din anul 1973 în Danemarca erau anumite tradiții de utilizare a turbinelor eoliene mici pentru producerea energiei electrice. Unele companii mici și medii producătoare de mașini și echipamente agricole și din alte domenii, profitând de ocazie, au trecut la producerea turbinelor eoliene cu trei pale de puterea 50 – 60 kW. Turbinele erau folosite nu doar de consumatori individuali. Au fost construite grupuri mici de turbine și exploatate ca instalații comunitare de către asociațiile de consumatori. Instalarea descentralizată a turbinelor eoliene a avut succes datorită condițiilor meteo și geografice favorabile.

Generarea energiei electrice la scară mică este mai aproape de utilizatorul final, reducând semnificativ pierderile de transport. Acest lucru duce la micșorarea costului energiei pentru consumatori și asigură o mai mare eficiență.

În zonele izolate, unde rețelele de electricitate lipsesc sau sunt izolate și au o capacitate mică de transportare, sunt dislocate turbine individuale sau grupuri mici de turbine de dimensiuni diferite. În astfel de cazuri turbinele eoliene sunt conectate în sisteme hibride de generare, de obicei PV sau diesel.

Producerea energiei electrice la scară mică poate fi considerată a fi mai fiabilă, mai ieftină, mai eficientă și mai ecologică decât producerea centralizată. Progresele tehnologice recente au contribuit la îmbunătățirea eficienței turbinelor eoliene, a fiabilității și creșterea dimensiunilor. Așa cum este ilustrat în figura 1.11,

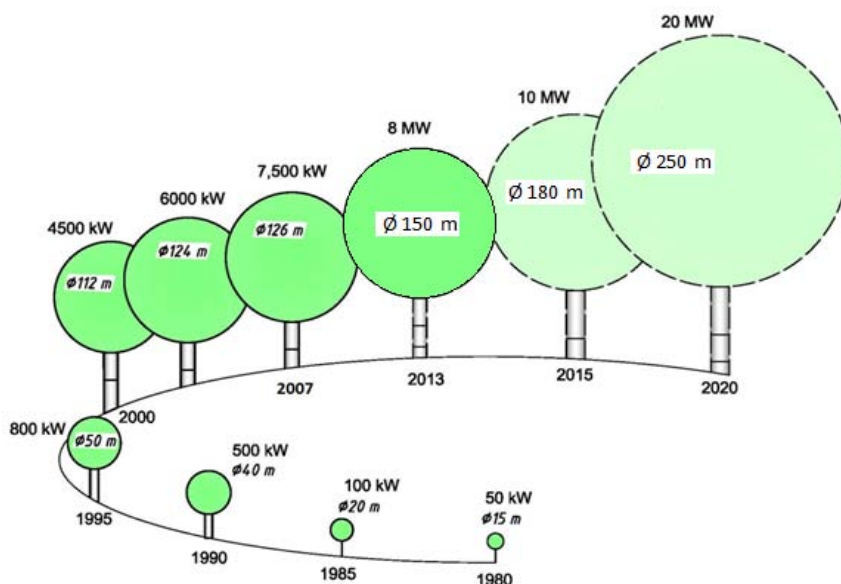


Fig. 1.11. Creșterea dimensiunilor și respectiv a puterii unei turbine eoliene în timp.

tendința de dezvoltare a turbinelor eoliene de putere mare este creșterea dimensiunilor și respectiv a puterii unei turbine și scăderea costului unei unități de energie electrică produsă. Conform departamentului american al energiei (U.S. Department of Energy's), costul 1 kWh de energie electrică produsă pentru clasa densității de energie eoliană a 4-a este de $\approx 0,03$ \$.

1.4. Potențialului energetic eolian și utilizarea energiei vântului în Republica Moldova

Datele statistice ne mărturisesc că până la utilizarea masivă a motoarelor cu abur și a celor cu ardere internă morile de vânt au avut o răspândire deosebită în fosta gubernie Basarabia, care cuprindea întregul teritoriu al actualei Republici Moldova, județele Hotin, Akkerman și Ismail [13, 14]. În anul 1901 erau înregistrate 6208 mori de vânt, distribuite pe județe astfel: Bălți - 299; Chișinău - 980; Tighina - 907; Soroca - 371; Orhei - 626; Ackerman - 1304; Ismail - 1393 etc. Majoritatea morilor, de tip piramidal, se înșiruiau în lanț pe coline sau pe vârfuri de deal, locuri care deseori purtau denumirea de „Dealul Morilor”. Multe dintre aceste mori au funcționat și în perioada interbelică.

Pe parcursul anilor '50 ai secolului trecut în republică au fost montate peste 350 de instalații eoliene mecanice, destinate exclusiv pentru pompare în sistemele de aprovizionare cu apă și pentru prepararea nutrețurilor la fermele gospodăriilor agricole colective. Acestea erau aeromotoare cu multe pale cu puterea nominală de 6,2 cai-putere la viteza de calcul a vântului de 8 m/s. Ele au funcționat cu destulă eficiență pe parcursul a 7 - 10 ani, fiind înlocuite treptat după 1960 - 1964, cu sisteme electrice mai comode și ieftine în exploatare.

Potențialul eolian al Republicii Moldova, care a fost evaluat în ultimii ani cu echipament modern, este destul de bun și poate fi valorificat. Conform rezultatelor prezentate în lucrarea [15] în premieră, s-a clasificat teritoriul țării în funcție de viteza medie anuală a vântului. La înălțimea de 50 m deasupra solului, figura 1.12, peste 98% din teritoriul țării este supus vânturilor cu viteze medii anuale cuprinse între 4,0 și 7,5 m/s, iar la înălțimea de 100 m – între 5,0 și 8,0 m/s. Cea mai vântoasă regiune este cea de sud, cu o suprafață de circa 30,5% din teritoriul țării, în care viteza medie anuală a vântului este cuprinsă între 5 și 8 m/s, urmează regiunea de nord cu 29,6%, apoi de centru cu 25,3%.

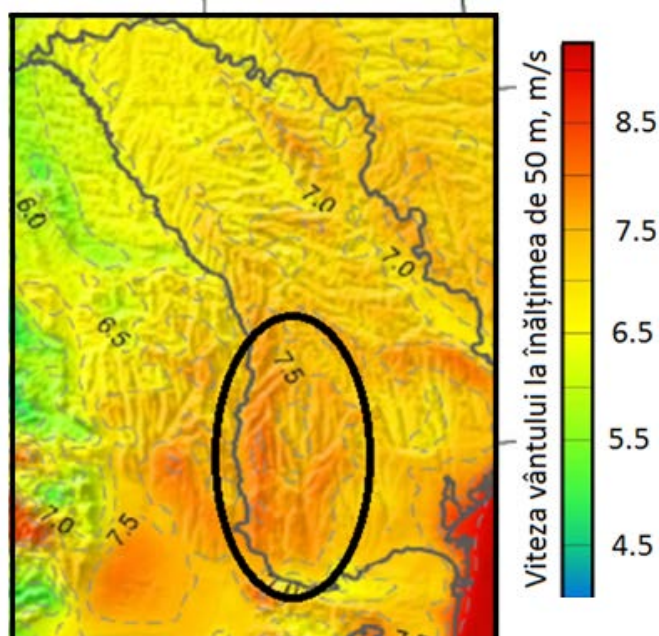


Fig. 1.12. Harta potențialului energetic eolian al Republicii Moldova (înălțimea 50 m).

Conform clasificării densității energiei eoliene pentru anumite înălțimi făcute de Asociația Americană a Energiei Eoliene (AWEA) R. Moldova se situează în Clasa a 4-a. În tabelul 1.3.

este prezentată clasificarea densității energiei eoliene conform (AWEA) [16].

Tabelul 1.3. Clasa densității energiei eoliene conform AWEA

Clasa	Înălțimea - 10 m		Înălțimea - 50 m	
	Densitatea energiei eoliene (W/m ²)	Viteza vântului m/s	Densitatea energiei eoliene W/m ²)	Viteza vântului m/s
1	0 – 100	0 – 4,4	0 – 200	0 – 5,6
2	100 – 150	4,4 – 5,1	200 – 300	5,6 – 6,4
3	150 – 200	5,1 – 5,6	300 – 400	6,4 – 7
4	200 – 250	5,6 – 6	400 – 500	7 – 7,5
5	250 - 300	6 – 6,4	500 - 600	7,5 – 8
6	300 – 400	6,4 – 7	600 – 800	8 – 8,8
7	400 – 1000	7 – 9,4	800 – 2000	8,8 – 12

Valorificarea potențialului eolian al Republicii Moldova poate fi exploatat eficient prin instalarea turbinelor eoliene de mică putere în zonele izolate în câmp deschis pentru necesitățile gospodăriilor agricole. Totodată este fezabilă și construirea parcurilor eoliene de putere mare care să furnizeze energie electrică în rețeaua de distribuție. Aceste inițiative vor permite reducerea parțială a importului combustibililor fosili utilizați pentru producerea energiei electrice, și, deci a emisiei gazelor poluante [17].

1.5. Analiza soluțiilor constructive și a caracteristicilor palelor turbinelor eoliene cunoscute

1.5.1. Analiza construcției palelor rotoarelor turbinelor eoliene

Designul structural al palei și materialele din care se fabrică determină rezistența palei. Pala trebuie să fie proiectată pentru a prelua tensiuni de întindere și de încovoiere. Aceasta trebuie să-și păstreze profilul aerodinamic și să rămână bine atașată de butuc. Există mai multe concepte de structuri de rezistență care sunt menite să soluționeze aceste sarcini de proiectare. Acestea diferă în funcție de dimensiunile palei și de materialele utilizate. În tabelul 1.4 sunt prezentate câteva dintre cele mai utilizate structuri de rezistență și materiale utilizate pentru turbinele eoliene mari [18].

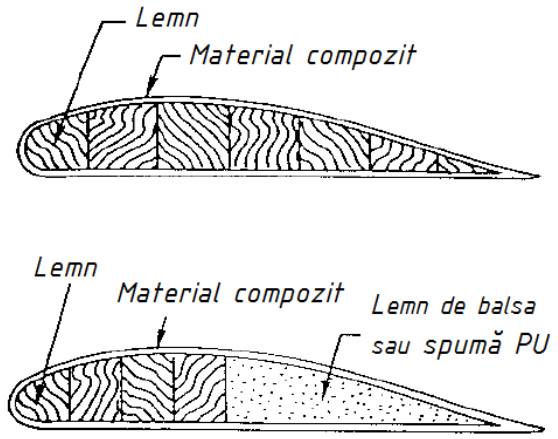
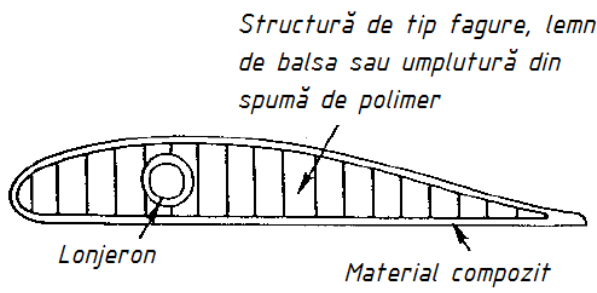
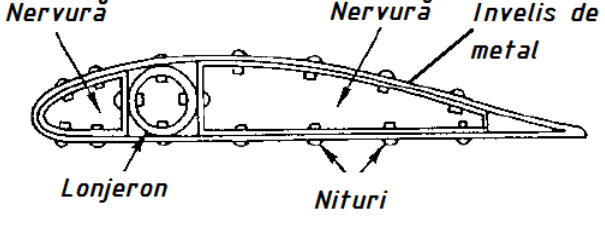
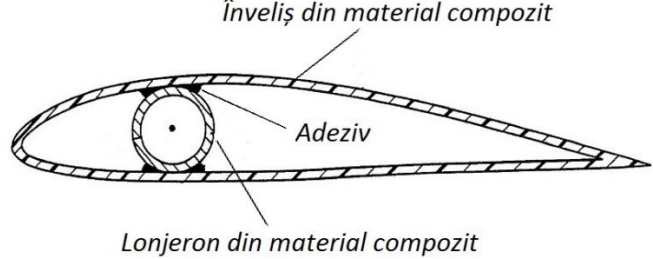
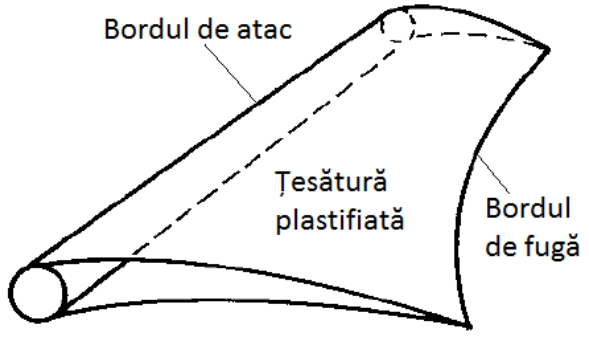
Tabelul 1.4. Structuri de rezistență și materiale utilizate în construcția palelor pentru turbinele eoliene mari

<p>a. Pală din plăci de lemn și rășină epoxidică / placă sandwich</p>	<p>Nervura- fibre de sticlă/rășină epoxidică</p> <p>Umplutura</p> <p>Strat de fibre de sticlă/rășină epoxidică</p> <p>Strat de fibre de sticlă/rășină epoxidică</p> <p>Plăci de lemn de 4 mm</p> <p>Clei epoxidic</p> <p>Strat de gel</p> <p>Strat de fibre de sticlă/rășină epoxidică</p> <p>Polistiren expandat</p> <p>Strat de fibre de sticlă/rășină epoxidică</p> <p>Strat de gel</p>
<p>b. Pală din rășină de poliester armat cu fibre de sticlă</p>	<p>Nervuri de poliester armat cu fibre de sticla</p> <p>Strat de fibre de sticlă UD/ poliester</p> <p>Umplutura</p> <p>Strat "strand mat"/poliester</p> <p>Spuma PVC</p> <p>Strat "strand mat"/poliester</p> <p>Strat de gel</p>
<p>c. Pală din rășină de poliester armat cu fibre de sticlă și longeron înfășurat pe fus cu bandă cu filament transversal</p>	<p>Longeron înfășurat cu bandă cu filament transversal</p> <p>Adeziv</p> <p>Strat "strand mat"/poliester</p> <p>Spuma PVC</p> <p>Strat "strand mat"/poliester</p> <p>Strat de gel</p>

În construcția palelor pentru turbine eoliene mici sunt folosite structuri de rezistență mai simple cum ar fi lemnul, structura de tip fagure și spuma de polimer ca materiale de umplură și rigidizare. Se mai folosesc și lonjeroane tubulare din aluminiu sau din materiale compozite.

În tabelul 1.5 sunt prezentate cele mai tipice structuri de rezistență și materiale care au fost utilizate în perioada anilor '70 – '80 în construcția palelor pentru turbinele eoliene mici (până la 10 kW) [19]. Majoritatea acestor structuri au avut un caracter experimental necesar pentru găsirea geometriei și a combinației de materiale optime.

Tabelul 1.5. Structuri de rezistență și materiale utilizate în construcția palelor pentru turbinele eoliene mici (până la 10 kW)

<p>1. Pale din lemn cioplit căptușit cu rășină armată cu fibre de sticlă.</p>	 <p>Lemn Material compozit</p> <p>Lemn Material compozit Lemn de balsa sau spumă PU</p>
<p>2. Pale din rășini armate cu fibre de sticlă cu umplutură din spumă de polimer, din lemn de balsa sau structură de tip fagure și cu lonjeron tubular din aluminiu sau oțel.</p>	 <p>Structură de tip fagure, lemn de balsa sau umplutură din spumă de polimer</p> <p>Lonjeron Material compozit</p>
<p>3. Pale din aluminiu nituit cu lonjeron tubular din aluminiu sau oțel.</p>	 <p>Nervură Lonjeron Nituri Nervură Înveliș de metal</p>
<p>4. Pale cave din rășini armate cu fibre de sticlă modelate prin laminare în forme sau în matrițe speciale și cu lonjeron tubular din 4 – 8 straturi.</p>	 <p>Înveliș din material compozit Adeziv Lonjeron din material compozit</p>
<p>5. Pală din pânză plastifiată. Este compusă dintr-un lonjeron tubular pe bordul de atac, un cablu întins pe bordul de fugă și o membrană din țesătură plastifiată de nailon. Membrana își modifică curbura profilului în funcție de schimbarea fluxului de aer și astfel generează o forță portantă destul de mare.</p>	 <p>Bordul de atac Țesătură plastifiată Bordul de fugă</p>

În continuare sunt prezentate două modele de pale tipice pentru turbine cu puterea de 1,5 kW (figura 1.17, *a* și *b*) [20, 21]. Primul model (figura 1.13, *a*) nu are lonjeron și suprafața sa portantă are grosime variabilă de la 10 mm la butuc până la 2 mm la vârful palei, iar în interior pala este umplută cu spumă de polimer. Acest design este recomandat pentru pale relativ subțiri și este convenabil prin aceea că pentru fabricare este necesară o presă de formare. Pala cu lățimea constantă (figura 1.13 *b*) are un lonjeron portant, care este, de asemenea, fabricat prin metoda de laminare la rece (transfer de rășină în vid). Acest lucru permite ca grosimea suprafeței să fie mai mică, dar tehnologia de fabricare a palei este mai complexă.

Elementele portante ale palei sunt: suprafața din material compozit sau lonjeronul. Spuma din material plastic expandat servește ca umplutură pentru a distribui uniform tensiunile din pală.

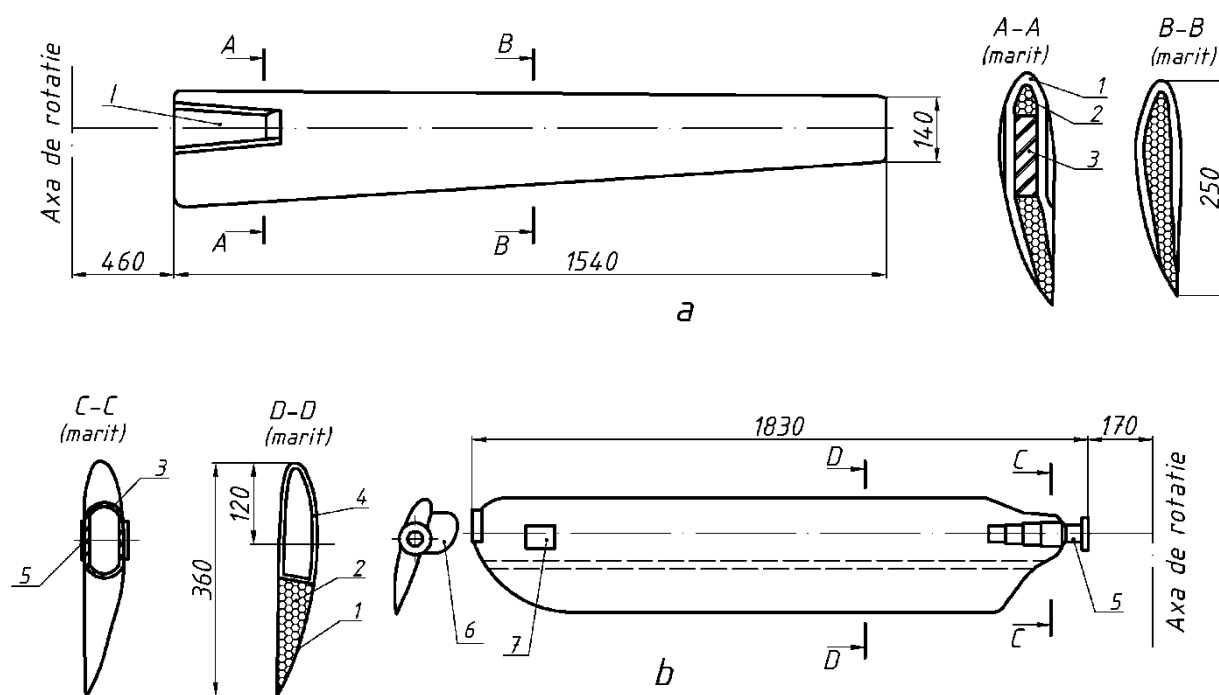


Fig. 1.13. Pale din fibre de sticlă: *a* - fără lonjeron; *b* - cu lonjeron; 1 - suprafață din poliester armat cu fibre de sticlă; 2 - spumă de polimer; 3 - inserții de textolit sub conector; 4 - lonjeron; 5 - conector; 6 - ureche; 7 - greutate de echilibrare; I - slot pentru fixare.

- *Pală pentru turbină eoliană din material compozit termoplastice (brevet nr. 2011/026009 AI WO)* [22]. Pala este compusă din învelișul 1 care este din fâșiile 2 de material compozit preimpregnat cu termoplastice. Țesătura poate fi din fibre de sticlă, carbon sau combinată. Matricea poate fi din următoarele rășini termoplastice: PET, polivinil clorid, polipropilenă, polietilenă, polivinil acetat etc. Conform figurii 1.14 *a*, fâșiile 2 de material compozit sunt plasate paralel cu axa A, perpendicular cu ea, sub unghiul de +/- 45° și sub alte unghiuri care ar duce la creșterea rigidității longitudinale și la torsionare.

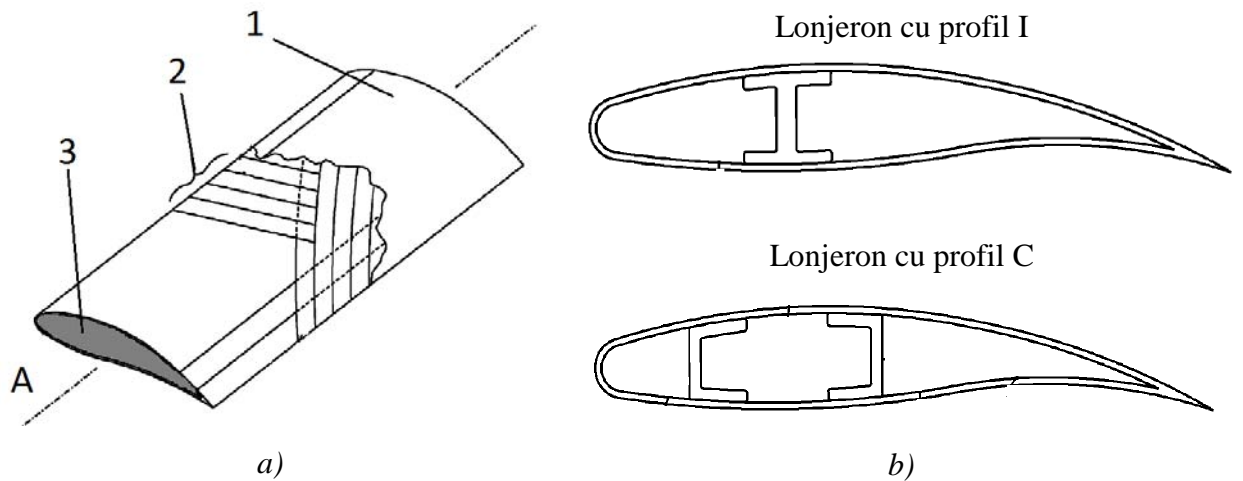


Fig. 1.14. Pală din fâșii de material compozit preimpregnat.

În interiorul învelișului 1 pala poate avea un miez 3 din spumă expandată, care are un anumit grad de porozitate, sau din lemn. Totodată, pala poate fi dotată cu un longeron din material compozit cu profilul I sau C, figura 1.14. b.

- *Longeron pentru pala turbinei eoliene și metodă de fabricare a palei (brevet nr. 7942637 US 2011)* [23]. În figura 1.15 este ilustrată vederea în secțiune a unei porțiuni de pala. Pala este rigidizată cu un longeron L de profil I. Tălpile longeronului T sunt formate din straturi de polimer armat cu fibre de carbon C1, una sau mai multe secțiuni cu miez M din spuma polimerică, care sunt plasate în locurile suprafeței S predispuse la flambaj și un strat de carbon C2 care acoperă miezul M formând o structură *sandwich*. Grosimea tălpilor longeronului este mai mare la baza palei și se micșorează spre vârf.

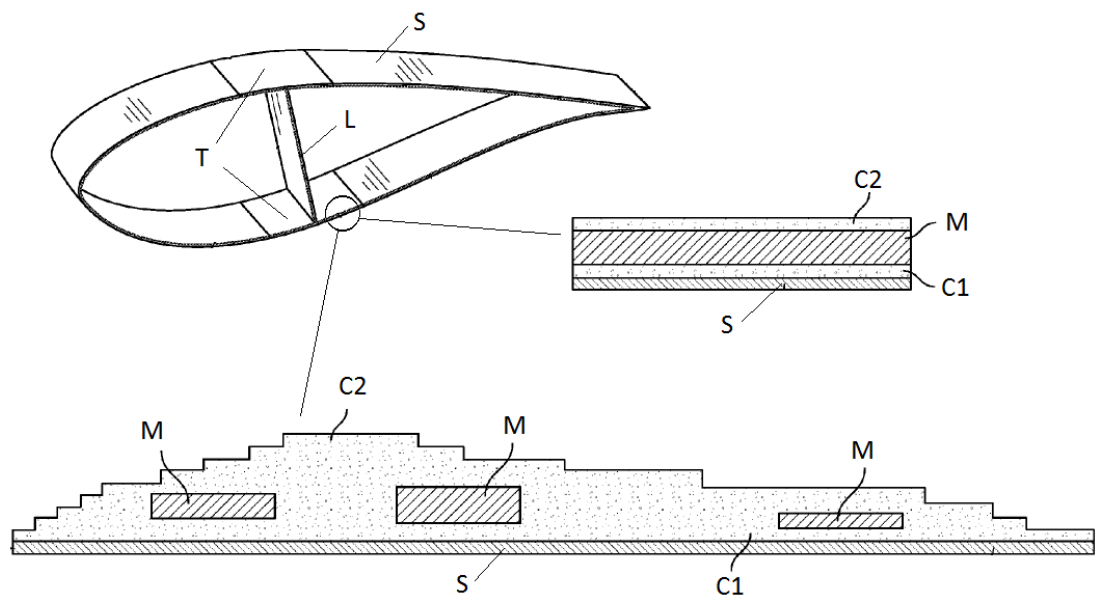


Fig. 1.15. Pală rigidizată cu longeron de tip profil I.

- *Metode și dispozitive de reducere a solicitărilor în pală (brevet nr. 7802968 US 2010)* [24]. În figura 1.16 este ilustrată vederea unei porțiuni de pală. Pala este fabricată din rășini polimerice armate cu fibre de sticlă și carbon. Mai multe straturi laminate de fibre formează suprafața palei. Pentru a facilita torsiunea palei în timpul solicitărilor se propune orientarea într-un anumit mod a fibrelor din straturile de material compozit. Fibrele F1 sunt orientate între 5° și 35° față de axa x , iar fibrele F2 sunt orientate între 95° și 125° față de axa x .

Pentru a mări rezistența palei la încovoiere, fibrele F3 din anumite straturi care pot fi mai înguste decât lungimea corzii palei sunt paralele cu axa x .

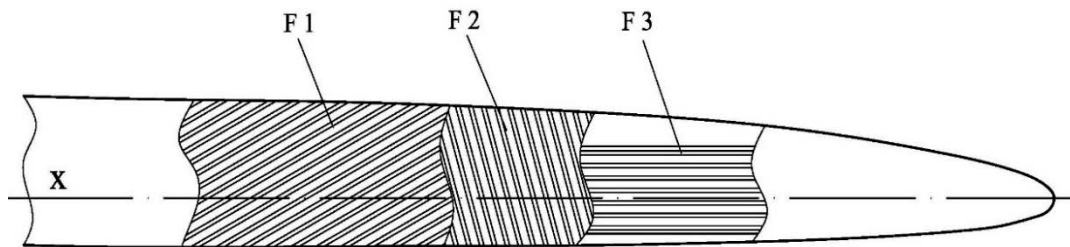


Fig. 1.16. Metodă de orientare a fibrelor în structura de rezistență a palei.

- *Pală rigidizată pentru turbine eoliene (brevet nr. 2010/0008789 US 2010)* [25]. În figura 1.17 este ilustrată secțiunea transversală rigidizată a palei 20 pentru turbine eoliene. Conform invenției pala este constituită din două nervuri verticale 25 și o nervură orizontală 15 care unește bordul de fugă cu una din nervurile 25. Totodată, pala este compusă din partea superioară 26 și partea inferioară 27 care sunt unite între ele prin conexiunile 28 și 29 plasate în bordul de atac 23 și bordul de fugă 24 respectiv. Nervura 15 este prinsă de partea inferioară 27 și la mijlocul nervurii 25 cu niște plăci laminate 31.

Această soluție constructivă poate reduce deformațiile suprafeței palei la solicitări transversale.

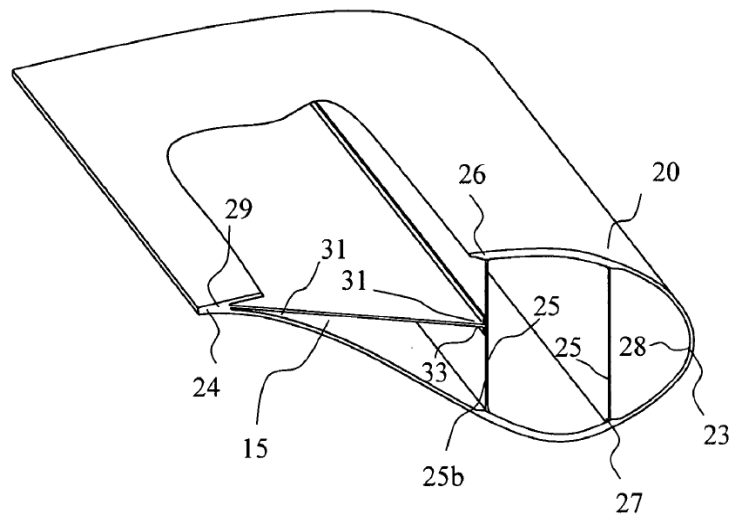


Fig. 1.17. Pală rigidizată pentru turbine eoliene mari.

- *Pală pentru turbină eoliană (brevet nr. US 2009/0068017, 2009)* [26]. În soluția tehnică analizată este propusă construcția modulară a palei aerodinamice pentru turbine eoliene cu lungimea totală de aproximativ 30 m. Acest lucru facilitează asamblarea și transportarea palelor de dimensiuni mari.

În figura 1.18 este ilustrată o pală aerodinamică compusă din lonjeronul 30, care este prins de subansamblul de fixare 20. De lonjeronul 30 sunt fixate nervurile 40 și 50, care sunt acoperite cu plăcile 60 și 70 care formează suprafața palei. Nervurile 40 și 50 sunt fabricate din plastic armat cu fibre de carbon, plăcile 60 sunt fabricate din poliester armat cu fibre de sticlă și sunt acoperite cu un strat de gel. Plăcile 70 sunt fabricate dintr-un material compozit și sunt acoperite cu un strat rezistent la uzură.

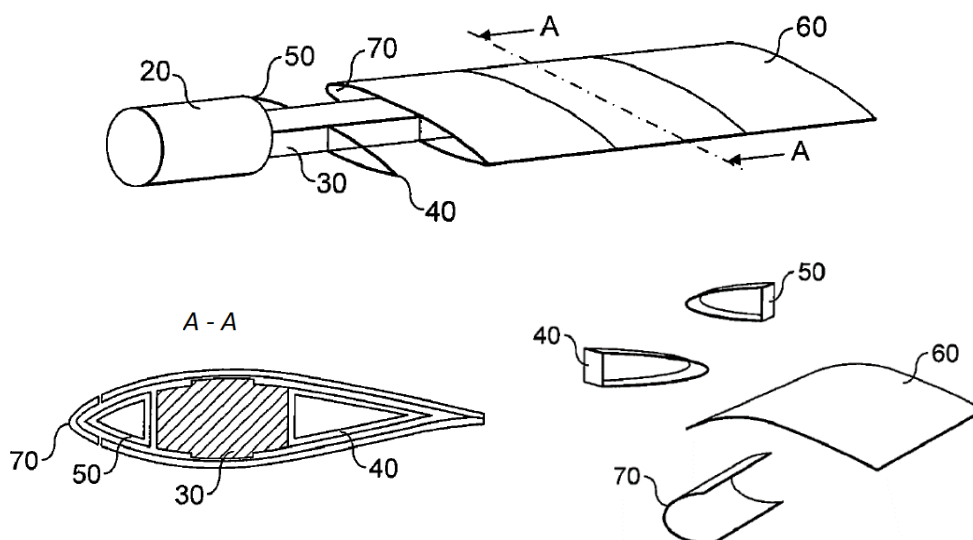


Fig. 1.18 Pală aerodinamică cu construcție modulară.

- *Pală pentru turbină eoliană (brevet nr. US 7198471, 2007) [27].* În soluția tehnică se relatează despre construcția palelor pentru turbine eoliene compuse din benzi (fâșii) prefabricate aranjate de-a lungul pe suprafața palei. Benzile sunt fabricate din materiale compozite: fibre de carbon și fibre lemnoase armate în rășină. Avantajul invenției este că se pot produce pale pentru turbine eoliene, care sunt foarte rigide și au o rezistență înaltă, dar care totuși sunt ușor de realizat la un cost de producție mai mic comparativ cu tehnologiile existente.

Pala ilustrată în figura 1.19 est alcătuită dintr-un strat compus din benzi din fibre lemnoase 1 de dimensiunea 40×40 mm care alternează cu benzi din fibre de carbon 2 de dimensiunea 6×40 mm. Stratul 1 și 2 se întind de-a lungul palei între două rigidizări 3 și 4 din rășină armată cu fibre de sticlă. Stratul 1 și 2 se află între două straturi 5 și 6 din rășină armată cu fibre de sticlă formând o placă *sandwich* care preia tensiunile de forfecare și menține rigiditatea transversală a palei. Spațiul gol din placa *sandwich* este umplut cu un miez de lemn de balsă.

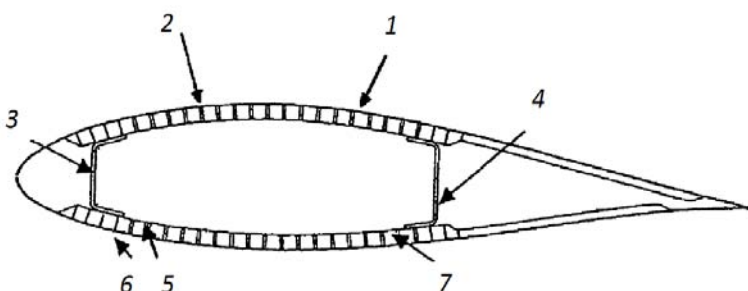


Fig. 1.19. Pală aerodinamică din fâșii prefabricate.

1.5.2. Analiza palelor fabricate de producătorii de turbine eoliene mici

Măsurile întreprinse de către statele înalt industrializate pentru stoparea impactului ecologic global au favorizat și dezvoltarea construcției turbinelor eoliene mici cu puteri până la 100 kW. Aceste turbine sunt destinate în special pentru consumatorii izolați (agricultură, case rezidențiale) cât și pentru a furniza energie în rețeaua de distribuție.

În prezent în lume există peste 50 de companii care produc o gamă largă de turbine eoliene mici cu puteri de la sub 1kW și până la 100kW [28]. Majoritatea producătorilor se află în China, SUA, Marea Britanie și Danemarca.

În continuare se prezintă o scurtă analiză a palelor fabricate de producătorii de turbine eoliene mici.

Compania „Ampair”, Marea Britanie [29]. Compania produce sisteme de conversie a energiei regenerabile peste 40 de ani. Producerea de turbine eoliene cuprinde domeniul de puteri de 3, 6, 10 și 20 kW.

În figura 1.20 este prezentată o turbină eoliană cu puterea de 10 kW și diametrul rotorului de 6,4 m. Palele sunt fabricate din rășină epoxidică armată cu fibre de sticlă. Forma lor este simplă fără răsucire, însă la capete sunt dotate cu *winglet-uri* pentru a reduce zgomotul.

Compania „Bergey Windpower Co.”, SUA [30]. Compania activează peste 30 de ani și produce turbine eoliene pentru case rezidențiale cu puterea de 1, 6, 7.5 și 10 kW. Turbinele acestei companii au un preț accesibil datorită construcției simplificate a palelor.

Spre exemplu în figura 1.21 se prezintă cel mai popular produs al firmei - turbină *Bergey Excel 10* cu puterea de 10 kW. Palele pentru această turbină sunt din rășină epoxidică armată cu fibre de sticlă. Rezistența lor este înaltă deoarece sunt realizate prin procesul de "pultruziune" prin care sunt incluse mai multe fibre de sticlă în structură decât prin orice alt proces de formare. Acest lucru contribuie la creșterea duratei lor de viață. Setul de pale este bine potrivit pentru a fi balansat rotorul. Fiecare pală are un număr de serie înscris pe ea.



Fig. 1.20. Turbina Ampair AWT 10



Fig. 1.21. Turbina eoliana EXCEL 10 de 10kW

Compania „Fortis”, Olanda [31]. Compania olandeză *Fortis* este lider mondial în proiectarea și fabricarea turbinelor eoliene de înaltă performanță pentru consumatori izolați și pentru conectare la rețea în intervalul de putere de la 1,5 kW până la 10 kW. Reputația companiei este construită pe douăzeci și cinci de ani de experiență în domeniul energiei eoliene și peste 6000 de turbine instalate în toată lumea.

În figura 1.22 pot fi văzute palele turbinei eoliene de 10 kW cu diametrul rotorului de 7 m. Palele au o formă simplă fără răsucire și sunt fabricate din rășină epoxidică armată cu fibre de sticlă.



Fig. 1.22. Turbina Alize de 10kW

Firma „Qingdao Anhua New Energy Equipment Co., Ltd.”, China [32].

Această companie este o întreprindere națională de înaltă tehnologie care este specializată în proiectarea și fabricarea turbinelor eoliene mici și mijlocii. Totodată, compania produce și pale pentru turbine eoliene cu ax orizontal cu puterea de la 2 kW până la 30 kW (figura 1.23).

Descrierea detaliată a palelor:

- greutate redusă permite turbinei de a produce energie la viteze mai mici;
- aerodinamica îmbunătățită pentru creșterea producției de energie electrică și funcționare silențioasă;
- miezul solid din spumă poliuretanică crește rigiditatea și nu permite pătrunderea apei în pală;
- suprafață finisată cu un strat de gel care se menține mai mulți ani;
- proiectate pe calculator și testate la rezistență;
- forma bucșei palei asigură montarea ei numai în direcția de rotație corectă;
- rezistente și sigure.



Fig. 1.23. Turbina AH-10kW cu pale cu unghi reglabil

1.6. Analiza materialelor și a tehnologiei de fabricare a palelor

Tehnologia construcției palelor este asociată mai mult cu ingineria aeronautică decât cu ingineria mecanică convențională. Spre deosebire de celelalte componente ale turbinei eoliene, care pot fi acceptate sau în mare măsură derivate din alte domenii de inginerie mecanică, palele turbinei trebuie să fie dezvoltate de la zero. Problemele de proiectare sunt similare cu sarcinile cu care se confruntă ingineria aeronavelor. Problemele privind durabilitatea rotorului sunt astfel mult mai dificil de rezolvat decât la orice alte componente.

Tehnologia de fabricare este frecvent adoptată din alte domenii. Transferul de tehnologie în primul rând vine din domeniul construcției ambarcațiunilor moderne, unde sunt folosite materialele compozite din fibre de sticlă, sau acum de ceva timp materialele compozite din lemn.

Palele turbinelor eoliene comerciale sunt furnizate de companii de producție specializate, pe de o parte, astfel încât producătorii de turbine eoliene mici pot achiziționa palele ca piese testate de furnizor. Pe de altă parte, producătorii de turbine eoliene mari își dezvoltă producția proprie. Palele sunt considerate a fi elementul cheie pentru dezvoltarea tehnică de mai departe a întregului sistem al turbinei eoliene.

1.6.1. Materiale pentru pale și proprietățile lor

Forma și metodele de fabricare a palelor sunt determinate în mare măsură de proprietățile materialului folosit. Cu alte cuvinte, alegerea materialului, conceptului și a metodei de producție nu pot fi considerate independente una de alta într-o situație reală.

Materialul ideal pentru construcția palelor va combina proprietățile structurale necesare următoare: rezistență mare în raport cu masa, rezistența la oboseală, rigiditate, cost redus și capacitatea de a fi modelat în forma dorită de profil aerodinamic.

Este evident că materialele compozite din fibre de sticlă și de carbon au o rezistență mult mai mare la compresiune raportată la greutate în comparație cu alte materiale. Un material compozit este o combinație între două sau mai multe materiale diferite din punct de vedere chimic, cu o interfață între ele. Materialele constituente își mențin identitatea separată (cel puțin la nivel macroscopic) în compozit, totuși combinarea lor generează ansamblului proprietăți și caracteristici diferite de cele ale materialelor componente în parte. Unul din materiale se numește *matrice* și formează faza continuă. Celălalt material este de *ranforsare* (armare) și se adaugă matricei pentru a-i îmbunătăți proprietățile. Ranforsarea reprezintă faza discontinuă, distribuită uniform în întregul volum al matricei.

Cele mai accesibile materiale de armare sunt fibrele de sticlă, fibrele de carbon și fibre organice de aramid (Kevlar). Fibrele sunt disponibile de diferite calități și prețuri.

Fibrele de sticlă sunt cele mai utilizate pe scară largă. Proprietățile de rezistență sunt extraordinar de înalte, dar modulul specific de elasticitate nu este atât de bun. Acest lucru înseamnă că rigiditatea componentelor din compozite cu fibre de sticlă nu este foarte mare, fiind unul dintre motivele pentru care structurile din fibră de sticlă nu pot fi folosite fără rezerve pentru pale foarte mari.

Fibrele de carbon ies în evidență datorită faptului că acestea au un modul de elasticitate ridicat. Rigiditatea componentelor din fibre de carbon este comparabilă cu cea a structurilor metalice. Rezistența la oboseală este înaltă. Dezavantajul lor este prețul ridicat.

Deși fibrele organice cum ar fi *Kevlarul* au proprietăți bune de rezistență, comparabile cu fibrele de carbon, celelalte proprietăți prezintă unele probleme la utilizarea lor în construcția palelor. Ele sunt higroscopice, adică absorb umezeala. Pe de altă parte, rezistența la oboseală a acestor fibre nu a fost testată suficient, motiv pentru care acestea deocamdată nu sunt luate în considerare la construirea palelor.

Din considerente practice, selecția materialului matricei este limitată la *rășini poliesterice* și *rășini epoxidice*. Rășinile sunt disponibile într-o gamă de diferite calități pentru diferite domenii de utilizare. Rășinile poliesterice armate cu fibre de sticlă posedă caracteristici mecanice ridicate. Rezistența de rupere la tracțiune și transversală a rășinilor armate cu fibre de sticlă ajunge la $0,2 \text{ kN/mm}^2$. Rezistența acestui compozit sub acțiunea sarcinilor ciclice de joasă frecvență cu ciclu asimetric care au loc în pale este aproape de rezistența aliajelor de aluminiu și ajunge până la $0,13 \text{ kN/mm}^2$. Palele din fibre de sticlă nu sunt foarte sensibile la forfecări sau la acțiunea particulelor abrazive. Având în vedere, totuși, că rotorul este o componentă care necesită o siguranță înaltă, în calculele de rezistență limitele de oboseală ar trebui să fie selectate în jur de $0,07 \text{ kN/mm}^2$. Mai trebuie de ținut cont și de efectele de îmbătrânire a materialului din cauza condițiilor meteo.

Sondajul succint din tabelul 1.6 [18], arată că materialul cu cele mai bune proprietăți structurale este compozitul din fibre de carbon. Fibra de carbon este încă foarte scumpă, dar prelucrarea sa se poate face foarte econom în cazul în care este folosită o metodă de fabricare corespunzătoare. Totodată, raportul avantajos greutate mică – rezistență înaltă poate fi luat în considerare. Materialul compozit armat cu fibre de carbon are un viitor promițător. În prezent, fibrele de carbon sunt folosite doar ca supliment pentru fibrele de sticlă în construcția palelor de dimensiuni mari.

Tabelul 1.6. Proprietățile structurale ale materialelor utilizate în general pentru fabricare a paelor și a materialelor care ar putea fi folosite

Materialul	Rezistența de rupere la întindere σ_t , MPa	Rezistența de rupere la compresiune σ_c , MPa	Densitatea ρ (g/cm ³)	Rezistența la compresiune raportată la greutate σ_c/γ	Rezistența medie la oboseală la 10 ⁷ cicluri, MPa	Modulul lui Young, E (GPa)	Rigiditatea raportată la greutate E/greutate E/γ (GPa)	Parametrul de stabilitate al plăcii, E/σ_c^2 (MPa) ¹
Ply (strat) de <i>poliester</i> armat cu fibre de sticlă UD, cu 50% fracție din volum	860-900	≈720	1,85	390	140	38	20,5	0,07
Ply (strat) de <i>epoxid</i> armat cu fibre de sticlă UD, cu 50% fracție din volum	Proprietățile sunt foarte apropiate de cele indicate la poliester							
Laminat de <i>poliester</i> armat cu fibre de sticlă cu 50% fracție din volum și 80% din fibre sunt amplasate longitudinal	690-720	≈580	1,85	310	120	33,5	18	0,1
Ply de <i>epoxid</i> armat cu fibre de carbon UD cu 60% fracție din volum	1830	1100	1,58	700	350	142	90	0,12
Laminat de <i>mesteacăn</i> cu epoxid	117	81	0,67	121	16,5	15	22,5	2,3
Oțel (Fe510)	510	510	7,85	65	50	210	27	0,81
Aliaj de aluminiu sudabil AA6082	295	295	2,71	109	17	69	25,5	0,79

1.6.2. Metode de formare a pieselor din materiale compozite

Cele mai potrivite metode de fabricare a palelor din materiale compozite au fost împrumutate din domeniul fabricării ambarcațiunilor și al aeronavelor. Selectarea unei metode depinde de mai mulți factori printre care pot fi menționați: productivitatea, procesarea la cald sau la rece, calitatea suprafețelor, gradul de amare al materialului obținut etc. Un alt aspect este asigurarea calității în procesul de fabricare. Procesul de fabricare fiind relativ complicat necesită măsuri intensive de control. O nepăsare mică, cum ar fi devierile de la condițiile de vulcanizare sau suprafețele cu impurități, poate reduce din rezistența produsului final.

a. Formarea prin contact

Această metodă a început să fie folosită pe scară industrială în 1950 și constă în impregnarea (îmbibarea) directă a materialului de armare cu o rășină polimerică termorigidă (poliesterică, epoxidică etc.). Procesul de polimerizare a matricei poliesterice se poate desfășura atât la temperatura camerei cât și într-o etuvă. Produsul final se obține după polimerizare când piesa este demulată de pe matriță și debavurată, (figura 1.24 b).

Etaple formării prin contact sunt [33]:

- Depunerea pe suprafața matriței a unui strat de agent demulant;
- Aplicarea stratului de *gel-coat* prin pulverizare, cu ajutorul unei role sau pensule pe suprafața activă a matriței. Acest strat are rolul de a copia cu exactitate suprafața matriței, de a realiza un aspect plăcut al piesei (prin colorare cu diferiți pigmenți) și de protecție datorită durității mai mari decât a matricei;
- Aplicarea straturilor succesive din materialele de armare urmate de impregnarea cu rășină conform cerințelor tehnologice; (figura 1.24. a);
- Polimerizarea matricei pe cale naturală sau în etuvă;
- Realizarea unui „tratament termic” al piesei în funcție de prescripțiile tehnologice ale matricei sau de condițiile de funcționare ale piesei.
- Demularea piesei de pe matriță prin extragerea acesteia prin intermediul unor pene
- Finisarea piesei prin îndepărtarea surplusului de material (debavurare).

Avantajele utilizării metodei de formare prin contact sunt: piesele obținute cu investiții minime ceea ce duce la un preț de cost scăzut al produsului, obținerea unor piese complexe cu un aspect plăcut, folosirea forței de lucru mai puțin calificată, posibilitatea obținerii unor piese de dimensiuni mari, utilizarea matriței din materiale compozite etc.

Dezavantajele procedurii: manoperă importantă, obținerea unor piese al cărui grad de armare este neomogen la piesele de dimensiuni mari, gradul de amare al materialelor compozite obținute este cuprins între 30 - 50 %, rezistență mecanică scăzută în comparație cu celelalte procedee, productivitate scăzută.

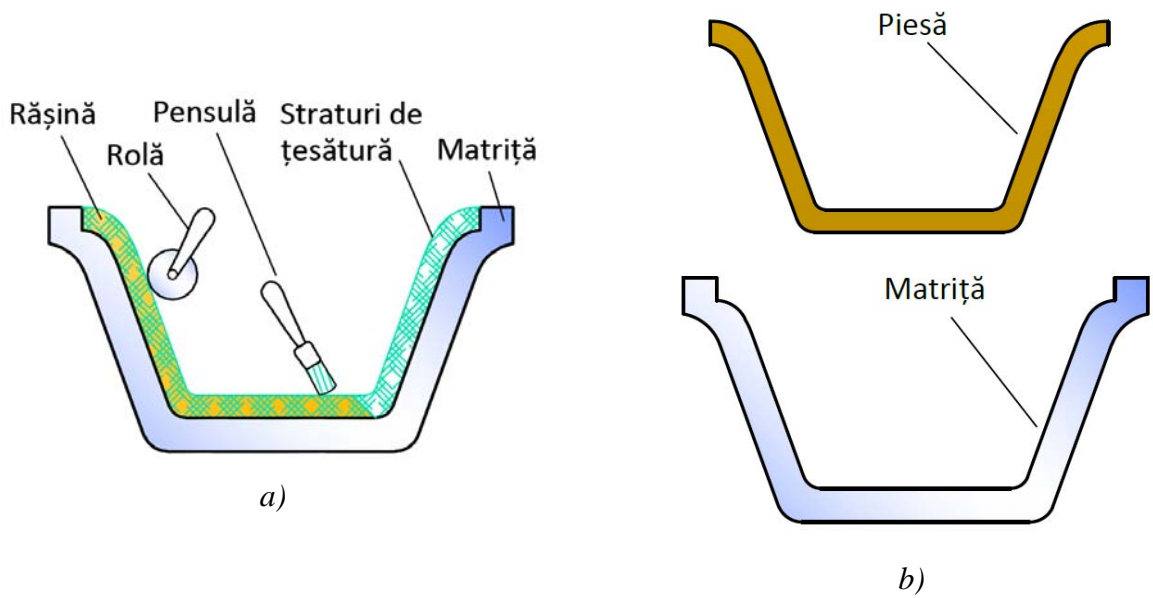


Fig. 1.24. Formarea prin contact

b. Formarea prin proiecție simultană

Acest procedeu are la bază amestecarea matricei cu materialul de armare într-un dispozitiv și proiectarea acestuia prin pulverizare pe matriță (fig. 1.25.). Filamentele din materialul de armare sub formă de *rowing*, trec printr-un tocător, care le debitează la lungimi dorite în timp ce rășina este proiectată sub formă de „ploaie”. Fibrele tăiate sunt pulsate printre jetul de rășină, sunt asamblate și depuse simultan pe suprafața matriței. Ulterior materialul compozit depus pe matriță este compactat prin presare cu ajutorul unor role de presare.

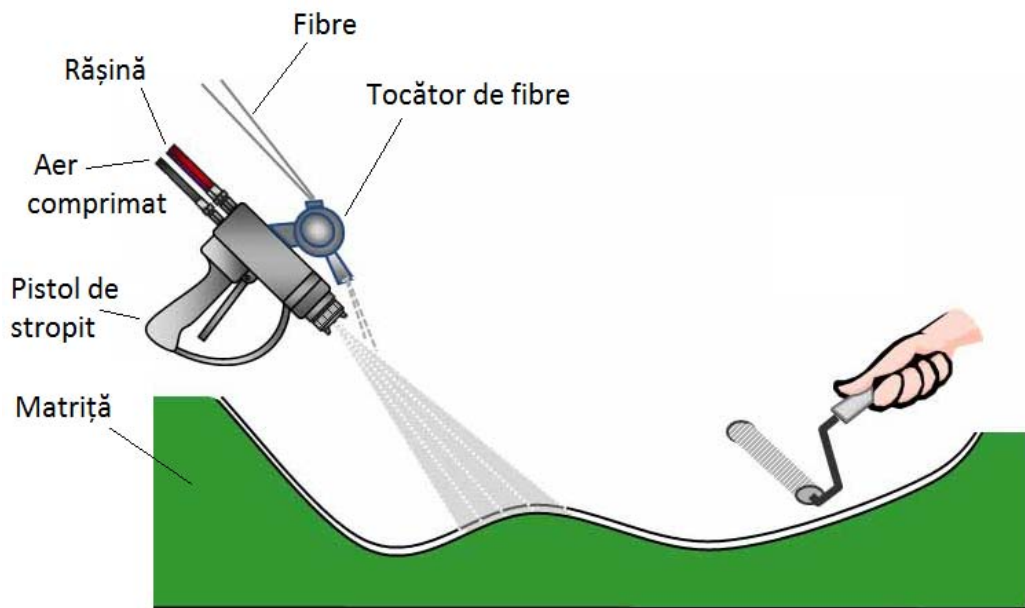


Fig. 1.25. Principiul procedurii de formare prin proiecție simultană

Procesul de formare prin proiecție simultană are loc la temperatura ambiantă și la presiunea atmosferică. La sfârșit polimerizarea poate fi accelerată prin așezarea piesei în etuvă la temperatura de 40 - 60 °C.

Avantajele acestei tehnologii sunt: cadența mai mare față de metoda prin contact, posibilitatea de automatizare, posibilitate de a realiza piese de mari dimensiuni.

Dintre dezavantaje amintim: operatorul necesită o mare îndemânare, ceea ce influențează regularitatea proiecției precum și caracteristicile mecanice ale stratificatului și a grosimii acestuia, se obține o densitate variabilă a materialului, este dificil de realizat piese complexe, se impune a avea mai multe matrițe în cazul automatizării tehnologiei în ciclu închis.

c. Formare prin transfer cu sac în vid (laminare)

Prin acest procedeu are loc îmbibarea simultană a mai multor straturi de armare uscate care se află între forma rigidă (matriță) și o membrană flexibilă etanșă (sac), figura 1.26 [34]. În spațiul de sub membrana de etanșare se creează un vid parțial și apoi sub presiune atmosferică se infuzează rășină. După impregnarea straturilor de material de armare se menține vidul până când are loc întărirea rășinii. Apoi se înlătură membrana și țesătura antiriduri și se extrage piesa.

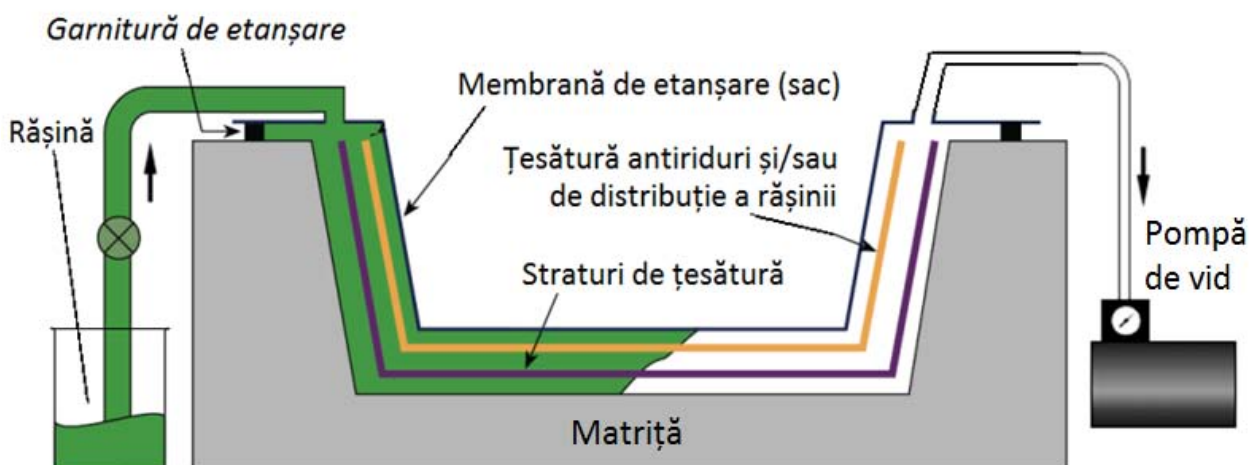


Fig. 1.26. Tehnologia de fabricare prin laminare cu sac de vidare

În cazul rășinii epoxidice întărirea are loc la temperaturi mai mari de 70 - 80° C. Tehnica de laminare permite obținerea formelor de aproape orice complexitate cu o suprafață de calitate înaltă. Dezavantajul, însă, este faptul că cele mai multe operații de lucru trebuie să fie efectuate manual. Desigur, o anumită raționalizare este posibilă prin utilizarea țesăturilor preimpregnate, dar mecanizarea este strict limitată.

d. Formarea cu sac în vid

Formarea se realizează cu ajutorul aerului la presiune atmosferică. Pentru a obține presiunea dorită, se utilizează un sac flexibil, etanș, sub care se realizează vid. Materialul compozit stratificat, fibre de sticlă și rășină, este așezat în cavitatea matriței deschise care a fost tratată în prealabil cu agent demulant și *gel-coat*. Asupra sacului acționează astfel presiunea atmosferică. Întărirea rășinii se realizează la rece sau la cald printr-un tratament termic într-un cuptor sau autoclavă.

Formarea cu sac se utilizează pentru obținerea pieselor complexe de serie limitată și cu caracteristici mecanice ridicate. De obicei, acest procedeu se utilizează la formarea pieselor din materiale preimpregnate (*Prepreg*), figura 1.27, [34].

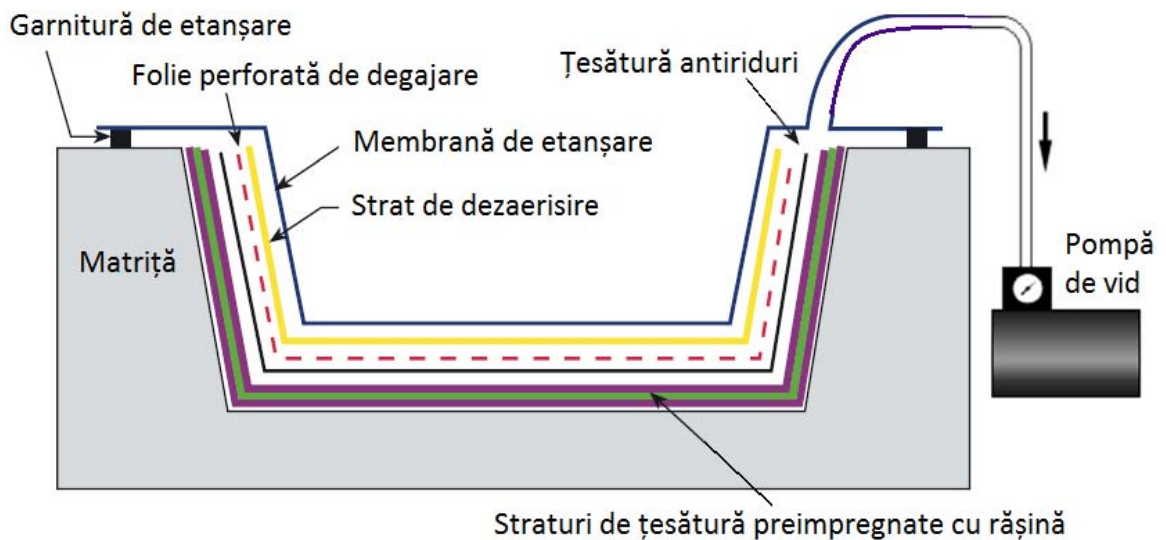


Fig. 1.27. Principiul de formare în vid în matriță deschisă

Avantajele acestui procedeu sunt: piesele obținute sunt compacte, gradul de armare al acestora este omogen și poate fi controlat prin intermediul presiunii vacumatice aplicate, este eliminat surplusul de matrice din material, impregnare bună a pieselor etc.

Dezavantajele acestui procedeu sunt: materialele auxiliare destinate procesului de fabricație cresc prețul produselor, ciclul de fabricație al produselor este lung, investițiile în utilaje sunt importante, consumuri mari de energie în cazul utilizării *autoclavelor*.

Pentru a automatiza aproape complet procesul de formare a palelor din materiale compozite unele companii mari utilizează metoda de rulare filamentară (bobinare). Structura este înfășurată mecanic pe formă cu o mașină de bobinare care seamănă cu un strung mare. În timpul procesului de bobinare, fibrele sunt trecute printr-o baie de rășină și sunt, așadar, impregnate cu materialul matriței. Modul de bobinare și tensiunea firului sunt controlate numeric cu ajutorul unui program.

1.7. Concluzii la capitolul 1

O contribuție la dezvoltarea durabilă a Republicii Moldova este valorificarea SRE. Una din sursele regenerabile de energie care poate fi valorificată datorită potențialului bun este energia eoliană. În acest context este oportună dezvoltarea sistemelor de conversie a energiei eoliene la Universitatea Tehnică a Moldovei. Astfel, în baza analizei construcției, a materialelor și a tehnologiei de fabricare a palelor pentru turbine eoliene cu ax orizontal, s-a stabilit necesitatea argumentării teoretice și experimentale a structurii de rezistență a palei aerodinamice din materiale compozite pentru turbine eoliene de mică putere ($P < 20$ kW) sub aspectul proiectării materialului compozit.

1.8. Scopul și obiectivele tezei

Scopul lucrării: Argumentarea teoretică și experimentală a structurii de rezistență a palei aerodinamice sub aspectul sporirii eficienței de conversie a energiei pentru turbine eoliene de mică putere ($P < 20$ kW).

Obiectivele de bază ale lucrării. Pentru realizarea scopului formulat este necesară soluționarea următoarelor probleme:

- Analiza construcției rotoarelor turbinelor eoliene, a materialelor și a tehnologiei de fabricare a palelor;
 - Studierea metodelor analitice și numerice de calcul a rezistenței plăcilor din materiale compozite stratificate;
 - Fabricarea, testarea și determinarea proprietăților mecanice la tracțiune și forfecare a materialului compozit pentru construcția palei;
 - Corelarea rezultatelor testelor cu rezultatele analizei cu elemente finite a epruvetelor din materiale compozite;
 - Modelarea tridimensională a palei cu geometrie aerodinamică optimă cu utilizarea profilelor aerodinamice existente;
 - Efectuarea simulărilor CFD pentru diferite viteze ale vântului, determinarea factorului de performanță a rotorului elaborat și a forțelor aerodinamice care acționează asupra palei;
 - Elaborarea modelului structural al palei și modelarea ei din material compozit;
 - Modelarea interacțiunii fluidului cu structura palei, verificarea rezistenței palei în statică și optimizarea stratificatului de material compozit;
 - Simularea comportamentului dinamic al palei și verificarea formelor oscilațiilor armonice și a frecvențelor proprii.
- Elaborarea recomandărilor privind structura de rezistență a palei din materiale compozite.

2. ARGUMENTAREA METODELOR ANALITICE ȘI NUMERICE DE CALCUL A REZISTENȚEI PLĂCILOR DIN MATERIALE COMPOZITE STRATIFICATE

2.1. Introducere

Pentru studiul structurilor din materiale compozite, asemenea materialelor clasice, sunt utilizate două categorii de metode de calcul: metode analitice și metode numerice.

Pentru modelarea structurilor de rezistență realizate din materiale compozite se utilizează atât modele teoretice cât și modele reale. Modelele teoretice sunt o verigă intermediară între experiență și teoria referitoare la structurile respective, cuprinzătoare și exactă, însă laborioasă. Acestea sunt adesea ansambluri de ipoteze formulate pe baza analogiei cu structuri, a căror teorie este bine cunoscută.

Modelele reale permit rezolvarea pe cale experimentală a unor probleme care nu pot fi rezolvate pe cale analitică sau numerică, fie pentru că nu există metode de calcul adecvate, fie pentru că metodele existente sunt prea laborioase și costisitoare.

Nu există algoritmi sau metode generale care să asigure trecerea de la structura reală la modelul ei, care să aproximeze, cu eroare prestabilită, structura ce urmează a fi calculată. Sunt elaborate mai multe modele, toate corecte, dar cu performanțe diferite. Însă modelarea structurilor realizate din materiale compozite este foarte dificilă. Pentru a obține informații mai apropiate de realitate, acestea se modelează la nivelul laminelor (straturilor). Acest lucru evidențiază clar principalele deteriorări ce apar în stratificatele armate cu fibre (fisuri în matrice, delaminări, cedarea fibrelor etc.).

Din cauza gradului înalt de complexitate al metodelor analitice și a limitării aplicării lor pentru o varietate mare de structuri au fost dezvoltate foarte mult metodele numerice de calcul. La moment, cea mai utilizată metodă numerică de calcul aplicată în analiza structurilor realizate din materiale compozite este *metoda elementelor finite* (MEF). Se mai folosește în acest sens și metoda *colocației*, iar celelalte metode numerice clasice (metoda elementelor de frontieră, metoda diferențelor finite etc.) se folosesc foarte rar, din cauza dificultăților generate de caracterul anizotrop al acestor materiale.

Programele de analiză cu elemente finite sunt îmbunătățite permanent, astfel în biblioteca lor există și elemente finite destinate analizei structurilor realizate din materiale compozite. În prezent, cercetările în domeniul MEF se desfășoară sub forma unor laborioase studii teoretice și aplicative, care urmăresc o multitudine de direcții:

- realizarea și dezvoltarea unor programe moderne de calcul al acestor structuri, în ceea ce privește complexitatea structurilor și a solicitărilor acestora, modernizarea introducerii datelor de intrare (generarea automată a nodurilor și elementelor, meniuri adecvate și ușor de utilizat etc), crearea unor facilități legate de preprocesarea datelor și de postprocesarea rezultatelor

analizelor cu aceste programe, cuplarea acestora cu programe de interes general etc;

- crearea unor programe care să includă posibilități de optimizare a structurilor realizate din materiale compozite având în vedere criteriile de greutate, rigiditate, rezistență, preț etc;

2.2. Relații de tensiuni-deformații pentru starea plană de tensiuni într-un material ortotrop

Materialele compozite stratificate și armate cu fibre sunt considerate din punct de vedere macroscopic, ca fiind omogene și anizotrope, adică au proprietăți distincte pe direcții diferite, ce pornesc dintr-un același punct. Sub sarcină, materialele compozite pot fi considerate ca fiind corpuri liniar-elastice, deci relațiile dintre tensiuni și deformații specifice sunt cele corespunzătoare legii lui Hooke.

Legea lui Hooke generală, se scrie sub forma [35, 36]:

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon\}, \quad (2.1)$$

în care:

- $\{\sigma\}$ - reprezintă vectorul tensiunilor;
- $[D]$ - (d_{ij}) $i, j = 1, \dots, 6$ este matricea de elasticitate;
- $\{\varepsilon\}$ - reprezintă vectorul deformațiilor specifice.

Prin inversarea relației (2.1) se obține:

$$\{\varepsilon\} = [S] \cdot \{\sigma\}, \quad (2.2)$$

unde $[S] = (s_{ij})$ $i, j = 1, \dots, 6$ reprezintă matricea complianțelor (matricea de flexibilitate a laminei).

Componentele vectorilor $\{\sigma\}$ și $\{\varepsilon\}$ sunt prezentate în tabelul 2.1, atât în notație tensorială cât și în notație contractată.

Tabelul 2.1. Notații ale componentelor vectorilor $\{\sigma\}$ și $\{\varepsilon\}$

Notația tensorială	Notația contractată	Notația tensorială	Notația contractată
σ_{11}	σ_1	ε_{11}	ε_1
σ_{22}	σ_2	ε_{22}	ε_2
σ_{33}	σ_3	ε_{33}	ε_3
$\tau_{23} = \sigma_{23}$	τ_{23}	$\gamma_{23} = 2 \cdot \varepsilon_{23}$	γ_{23}
$\tau_{31} = \sigma_{31}$	τ_{31}	$\gamma_{31} = 2 \cdot \varepsilon_{31}$	γ_{31}
$\tau_{12} = \sigma_{12}$	τ_{12}	$\gamma_{12} = 2 \cdot \varepsilon_{12}$	γ_{12}

Dacă materialul compozit prezintă două plane de simetrie, ortogonale între ele (figura 2.1), acesta se numește *ortotrop*.

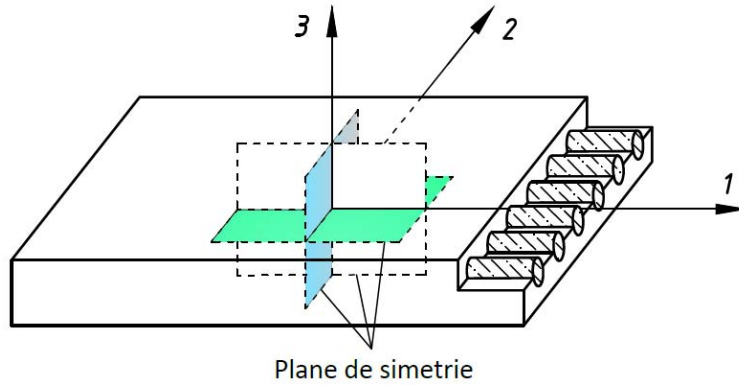


Fig. 2.1. Strat de material ortotrop

Comportarea elastică a unui asemenea material este descrisă de *12 constante elastice independente*, relația între tensiuni și deformații fiind [34, 35]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & 0 & 0 & d_{16} \\ d_{12} & d_{22} & d_{23} & 0 & 0 & d_{26} \\ d_{13} & d_{23} & d_{33} & 0 & 0 & d_{36} \\ 0 & 0 & 0 & d_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & d_{55} & 0 \\ d_{16} & d_{26} & d_{36} & 0 & 0 & d_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

În cazul în care materialul prezintă trei plane de simetrie, ortogonale între ele (figura 2.1 și 2.2), materialul este, de asemenea, *ortotrop* iar matricea de elasticitate are forma [35, 36, 37]:

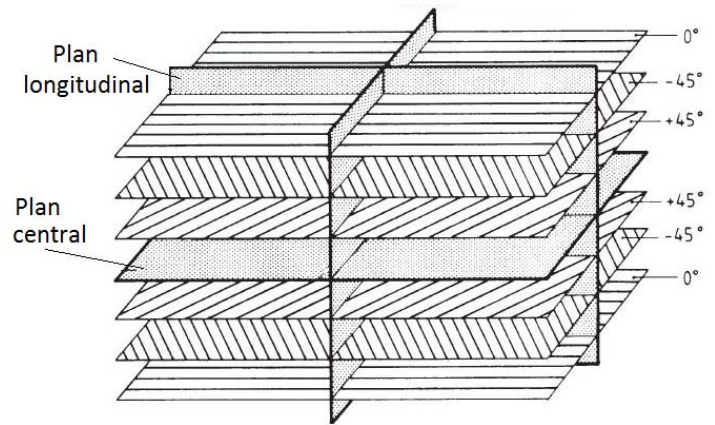


Fig. 2.2. Material ortotrop cu trei plane de simetrie

$$[D] = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & 0 & 0 & 0 \\ d_{12} & d_{22} & d_{23} & 0 & 0 & 0 \\ d_{13} & d_{23} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & d_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_{66} \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

Cele nouă constante elastice independente care caracterizează comportarea elastică a unui asemenea material sunt [38, 39]:

$$\begin{aligned} d_{11} &= \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}; & d_{12} &= \frac{\nu_{12} + \nu_{13}\nu_{32}}{E_1 E_3 \Delta}; & d_{44} &= G_{23}; \\ d_{22} &= \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_1 E_3 \Delta}; & d_{23} &= \frac{\nu_{23} + \nu_{21}\nu_{13}}{E_1 E_2 \Delta}; & d_{55} &= G_{13}; \\ d_{33} &= \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2 \Delta}; & d_{13} &= \frac{\nu_{13} + \nu_{12}\nu_{23}}{E_2 E_3 \Delta}; & d_{66} &= G_{12}, \end{aligned} \quad (2.5)$$

unde Δ este determinantul matricei de elasticitate (2.4):

$$\Delta = \frac{1}{E_1 E_2 E_3} \begin{vmatrix} 1 & -\nu_{21} & -\nu_{31} \\ -\nu_{12} & 1 & -\nu_{32} \\ -\nu_{13} & -\nu_{23} & 1 \end{vmatrix} \quad (2.6)$$

- E_1, E_2 și E_3 sunt moduli de elasticitate longitudinali ai materialului pe direcțiile 1, 2 și 3;
- G_{12}, G_{13} și G_{23} – moduli de forfecare ai compozitului;
- ν_{12}, ν_{13} și ν_{23} – coeficienți de contracție transversală în planele definite de direcțiile (1-2), (1-3) și (2-3).

Când în orice punct al materialului există un plan în care proprietățile mecanice sunt aceleași pe toate direcțiile, acest material se numește ortotrop cu izotropie transversală. Din această clasă de materiale fac parte materialele compozite stratificate și armate cu fibre.

Matricea de elasticitate conține *cinci constante elastice independente* și se obține particularizând matricea de elasticitate a materialului ortotrop, după cum urmează:

$$\begin{aligned} E_2 &= E_3; \\ G_{12} &= G_{13}; \\ \nu_{12} &= \nu_{13}. \end{aligned} \quad (2.7)$$

Legea lui Hooke generală, scrisă dezvoltat pentru un material ortotrop, în raport cu axele sale de ortotropie are următoarea formă [35, 39, 40]:

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1}{E_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_2 - \frac{\nu_{31}}{E_3} \sigma_3; \\ \varepsilon_2 &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_1 + \frac{1}{E_2} \sigma_2 - \frac{\nu_{32}}{E_3} \sigma_3; \\ \varepsilon_3 &= -\frac{\nu_{13}}{E_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{23}}{E_2} \sigma_2 + \frac{1}{E_3} \sigma_3; \\ \gamma_{23} &= \frac{1}{G_{23}} \tau_{23}; & \gamma_{31} &= \frac{1}{G_{31}} \tau_{31}; & \gamma_{12} &= \frac{1}{G_{12}} \tau_{12}. \end{aligned} \quad (2.8)$$

Aceste relații satisfac condițiile:

$$\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2}; \quad \frac{\nu_{13}}{E_1} = \frac{\nu_{31}}{E_3}; \quad \frac{\nu_{23}}{E_2} = \frac{\nu_{32}}{E_3}. \quad (2.9)$$

Matriceal, relația (2.8) poate fi scrisă sub forma:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix}. \quad (2.10)$$

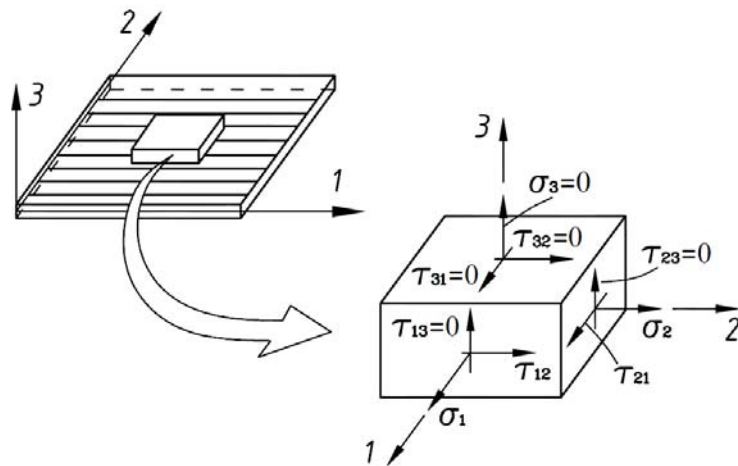


Fig. 2.3. Starea plană de tensiuni a unei lamine

După cum se observă, caracterizarea unui material ortotrop impune cunoașterea a nouă constante elastice independente în cazul general. Relațiile (2.8) și (2.9) permit determinarea elementelor matricei de elasticitate menționate în (2.5). Când materialul este modelat sub forma unei plăci (figura 2.3) rămân patru constante elastice independente (E_1 , E_2 , ν_{12} , G_{12}).

2.3. Influența orientării fibrelor asupra proprietăților mecanice ale materialului compozit

Pentru a studia comportamentul unui stratificat format din mai multe lamine cu orientarea diferită a fibrelor, este necesar să se cunoască legea de comportare a fiecărei lamine pe alte direcții decât cele de ortotropie [40, 41]. De aceea, se consideră un sistem oarecare de coordonate (figura 2.4), obținut prin rotația axelor $O1$ și $O2$ în jurul axei Oz . Unghiul θ definește rotația materialului de la sistemul global $x-y$ la sistemul materialului $1-2$. Față de acest sistem, tensiunile se notează cu σ_x , σ_y și τ_{xy} iar deformațiile specifice cu ε_x , ε_y și γ_{xy} .

Ținând cont de matricea de transformare dintre sistemele de coordonate $1-2$ și $x-y$, între tensiunile raportate la cele două sisteme există relația:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -2cs \\ s^2 & c^2 & 2cs \\ sc & -sc & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (2.11)$$

în care $c = \cos \theta$ și $s = \sin \theta$.

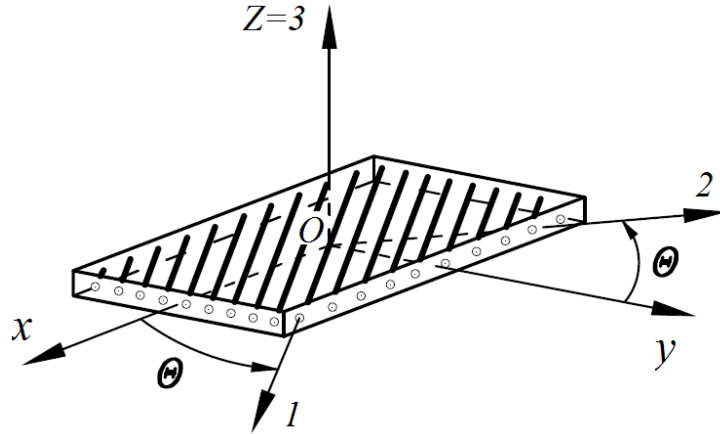


Fig. 2.4. Un strat de material compozit cu sistemele de coordonate global (xyz) și al materialului (123)

Analog, între deformațiile specifice raportate la sistemul x - y și cele raportate la sistemul 1 - 2 , există relația:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2cs & 2cs & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}. \quad (2.12)$$

Înlocuind relațiile (2.10) și (2.11) în (2.12), se obține:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [T'] \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \cdot [T] \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (2.13)$$

în care:

$$[T] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -2cs \\ s^2 & c^2 & 2cs \\ sc & -sc & c^2 - s^2 \end{bmatrix}; \quad [T'] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2sc & 2sc & c^2 - s^2 \end{bmatrix}.$$

După efectuarea calculelor, se obține *legea de comportare elastică a laminei*, raportată la sistemul rotit ($Oxyz$) [41, 42]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{yx}}{E_y} & \frac{\eta_{xy}}{G_{xy}} \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & \frac{\mu_{xy}}{G_{xy}} \\ \frac{\eta_{xy}}{G_{xy}} & \frac{\mu_{xy}}{G_{xy}} & \frac{1}{G_{xy}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (2.14)$$

$$\text{în care: } \frac{\nu_{yx}}{E_y} = \frac{\nu_{xy}}{E_x}, \quad (2.15)$$

iar:

$$\begin{aligned} E_x(\theta) &= \frac{1}{\frac{c^4}{E_1} + \frac{s^4}{E_2} + c^2 s^2 \left(\frac{1}{G_{12}} - 2 \frac{\nu_{21}}{E_2} \right)}; \\ E_y(\theta) &= \frac{1}{\frac{s^4}{E_1} + \frac{c^4}{E_2} + c^2 s^2 \left(\frac{1}{G_{12}} - 2 \frac{\nu_{21}}{E_2} \right)}; \\ G_{xy}(\theta) &= \frac{1}{4c^2 s^2 \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} + 2 \frac{\nu_{21}}{E_2} \right) + \frac{(c^2 - s^2)^2}{G_{12}}}; \\ \frac{\nu_{yx}}{E_y}(\theta) &= \frac{\nu_{21}}{E_2} (c^4 + s^4) - c^2 s^2 \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} - \frac{1}{G_{12}} \right); \\ \frac{\eta_{xy}}{G_{xy}}(\theta) &= -2cs \left\{ \frac{c^2}{E_1} - \frac{s^2}{E_2} + (c^2 - s^2) \left(\frac{\nu_{21}}{E_2} - \frac{1}{2G_{12}} \right) \right\}; \\ \frac{\mu_{xy}}{G_{xy}}(\theta) &= -2cs \left\{ \frac{s^2}{E_1} - \frac{c^2}{E_2} - (c^2 - s^2) \left(\frac{\nu_{21}}{E_2} - \frac{1}{2G_{12}} \right) \right\}. \end{aligned} \quad (2.16)$$

În relația (2.14) se constată existența unor termeni de cuplaj notați cu η și μ , care arată că o tensiune normală induce una tangențială.

Prin inversarea relației (2.13) se obține :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{E}_{11} & \bar{E}_{12} & \bar{E}_{13} \\ \bar{E}_{21} & \bar{E}_{22} & \bar{E}_{23} \\ \bar{E}_{31} & \bar{E}_{32} & \bar{E}_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (2.17)$$

în care componentele matricei inverse:

$$\begin{aligned}
\bar{E}_{11} &= c^4 \cdot \bar{E}_1 + s^4 \cdot \bar{E}_2 + 2c^2s^2 \cdot (\nu_{21} \cdot \bar{E}_1 + 2G_{12}); \\
\bar{E}_{22} &= s^4 \cdot \bar{E}_1 + c^4 \cdot \bar{E}_2 + 2c^2s^2 \cdot (\nu_{21} \cdot \bar{E}_1 + 2G_{12}); \\
\bar{E}_{33} &= c^2s^2 \cdot (\bar{E}_1 + \bar{E}_2 - 2\nu_{21} \cdot \bar{E}_1) + (c^2 - s^2)^2 \cdot G_{12}; \\
\bar{E}_{21} = \bar{E}_{12} &= c^2s^2 \cdot (\bar{E}_1 + \bar{E}_2 - 4G_{12}) + (c^4 + s^4) \cdot \nu_{21} \cdot \bar{E}_1; \\
\bar{E}_{31} = \bar{E}_{13} &= -cs \cdot [c^2 \cdot \bar{E}_1 - s^2 \cdot \bar{E}_2 - (c^2 - s^2) \cdot (\nu_{21} \cdot \bar{E}_1 + 2G_{12})]; \\
\bar{E}_{32} = \bar{E}_{23} &= -cs \cdot [s^2 \cdot \bar{E}_1 - c^2 \cdot \bar{E}_2 + (c^2 - s^2) \cdot (\nu_{21} \cdot \bar{E}_1 + 2G_{12})]
\end{aligned} \tag{2.18}$$

cu notațiile:

$$\bar{E}_1 = \frac{E_1}{(1 - \nu_{12}\nu_{21})}; \quad \bar{E}_2 = \frac{E_2}{(1 - \nu_{12}\nu_{21})}.$$

2.4. Analiza tensională a compozitelor multistrat

Un laminat este compus din două sau mai multe lamine lipite împreună pentru a acționa ca un element structural integral (figura 2.2). Materiale compozite laminate au de obicei proprietăți extraordinare în direcția fibrelor de armare, dar pe direcția perpendiculară (transversală) la fibre proprietățile sunt slabe. Problema este cum să profităm de proprietățile excepționale ale materialului și, totodată, să minimizăm efectele de pierdere din rezistența materialului pe direcția transversală. Direcțiile principale ale materialului stratificat sunt orientate în mai multe direcții, astfel încât proprietățile efective ale laminatului se potrivesc cu mediul de încărcare. Pentru analiza structurală este de dorit să se reprezinte un laminat prin rigiditatea efectivă. Rigiditatea unei astfel de configurații a materialului compozit se obține din proprietățile laminelor constituente. Ca o consecință a orientărilor arbitrare, pentru stratificat nu este necesar să aibă direcțiile principale definibile.

Este evident că comportamentul general al unui laminat multidirecțional depinde de proprietățile și arhitectura straturilor individuale.

2.4.1 Variația tensiunilor și deformațiilor în laminatul multistrat

Cunoașterea variației tensiunilor și deformațiilor pe grosimea laminatului este esențială pentru definirea rigidității sale la extensiune și încovoiere. În teoria clasică de laminare laminatul se presupune că este alcătuit din lamine lipite între ele perfect. Mai mult decât atât, legăturile sunt considerate a fi infinite de subțiri astfel încât deformarea prin forfecare să fie neglijată. Laminele nu alunecă între ele. Astfel, laminatul acționează ca un singur strat de material cu proprietăți foarte speciale.

Se consideră valabile următoarele ipoteze [43]:

- eforturile sunt însoțite de apariția curburilor în stratificat;

- grosimea este mică în comparație cu dimensiunile din planul stratificatului;
- deformațiile variază liniar pe grosime (axa z);
- deformațiile sunt mici în comparație cu dimensiunile;
- se consideră valabilă ipoteza

Kirchoff-Love: un segment de dreaptă normal pe planul median înainte de deformație rămâne segment de dreaptă și normal la suprafața mediană după deformație; se neglijează astfel influența forfecării asupra deformațiilor. Distanța unui punct de pe această dreaptă, după deformație, până la suprafața mediană deformată rămâne egală cu distanța de la punct la planul median înainte de deformație; deci dreptele normale la planul median sunt inextensibile, figura 2.5.

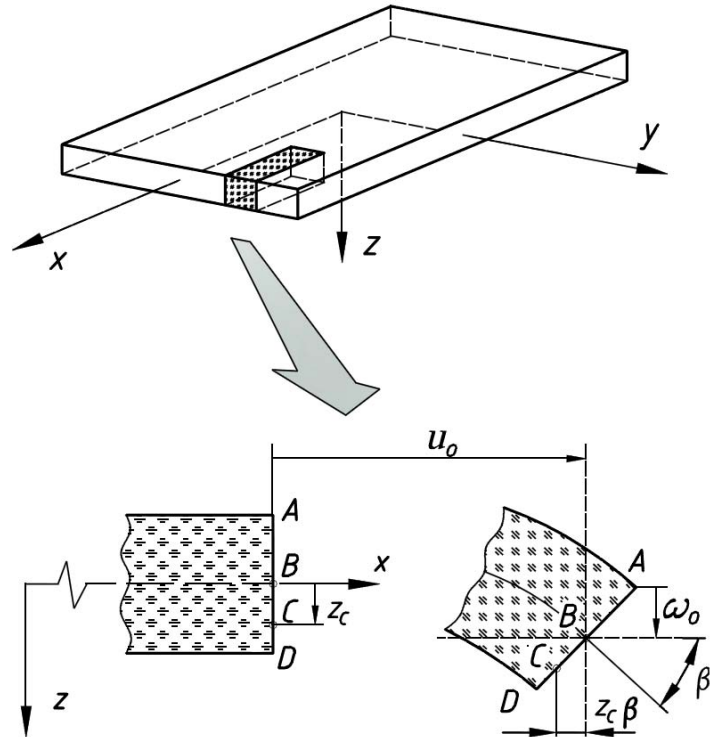


Fig. 2.5. Geometria deformată și nedeformată a marginii unei plăci conform ipotezei Kirchoff-Love

Implicațiile ipotezei Kirchoff-Love în deplasările din stratificat u , v și w în direcțiile x , y și z sunt derivate prin utilizarea secțiunii transversale a laminatului în planul x - z prezentat în figura 2.5. Deplasarea în direcția x a punctului B de pe suprafața mediană nedeformată la cea deformată este u_0 . Deoarece linia ABCD rămâne dreaptă la deformarea stratificatului, deplasarea va fi:

$$u_c = u_0 - z_c \beta \quad (2.19)$$

Deoarece, în timpul deformării, linia ABCD rămâne în continuare perpendiculară pe suprafața mediană, β este panta suprafeței mediane a laminatului în direcția x , care se determină cu expresia:

$$\beta = \frac{\partial \omega_0}{\partial x} \quad (2.20)$$

Deplasarea, u , în orice punct z pe grosimea stratificatului este:

$$u = u_0 - z \frac{\partial \omega_0}{\partial x} \quad (2.21)$$

Deplasarea v , în direcția y este:

$$v = v_0 - z \frac{\partial w_0}{\partial x} \quad (2.22)$$

Datorită ipotezei Kirchhoff-Love deformațiile din stratificat au fost reduse la ε_x , ε_y , γ_{xy} .

Astfel, $\varepsilon_z = \gamma_{xz} = \gamma_{yz} = 0$. Pentru deformații mici (elasticitate liniară), deformațiile rămase sunt definite în termeni de deplasări:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}; \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y}; \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}. \end{aligned} \quad (2.23)$$

Astfel, deformațiile pentru deplasările derivate u și v ecuațiile (2.21) și (2.22) se determină cu expresiile:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u_0}{\partial x} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2}; \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v_0}{\partial y} - z \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2}; \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} - 2z \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \end{aligned} \quad (2.24)$$

sau

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.25)$$

în care deformațiile suprafeței mediane sunt:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (2.26)$$

iar curburile suprafeței mediane vor fi:

$$\begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \\ \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \\ 2 \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \end{Bmatrix} \quad (2.27)$$

Ultimul termen din ecuația (2.27) este curbura de răsucire a suprafeței mediane.

Prin substituirea variației deformațiilor prin grosime, ecuația (2.25), în relațiile tensiuni-deformații, ecuația (2.17), tensiunile dintr-un oarecare strat k pot fi exprimate prin deformațiile și curburile suprafeței mediane a laminatului (stratificatului):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k = \begin{bmatrix} \bar{E}_{11} & \bar{E}_{12} & \bar{E}_{13} \\ \bar{E}_{21} & \bar{E}_{22} & \bar{E}_{23} \\ \bar{E}_{31} & \bar{E}_{32} & \bar{E}_{33} \end{bmatrix}_k \cdot \left\{ \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} \right\}, \quad (2.28)$$

Deoarece \bar{E}_{ij} poate fi diferit pentru fiecare strat al laminatului, variația tensiunilor pe grosimea laminatului nu este neapărat liniară chiar dacă variația deformațiilor este liniară.

2.4.2 Analiza forțelor și momentelor care acționează asupra elementelor multistrat

Forțele și momentele rezultante care acționează asupra unui laminat sunt determinate prin integrarea tensiunilor din planul stratificatului. Solicitățile sunt cunoscute sub denumirea de *eforturi de membrană* și sunt definite pe unitatea de lungime, (figura 2.6) [37, 44, 45]:

$$N_x = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x \cdot (dz \times 1) = \sum_{k=1}^n (\sigma_x)_k \cdot z_k; \quad (2.29)$$

$$N_y = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_y \cdot (dz \times 1) = \sum_{k=1}^n (\sigma_y)_k \cdot z_k; \quad (2.30)$$

$$N_{xy} = N_{yx} = \int_{-h/2}^{h/2} \tau_{xy} \cdot (dz \times 1) = \sum_{k=1}^n (\tau_{xy})_k \cdot z_k, \quad (2.31)$$

în care:

- n reprezintă numărul de grupuri de lamine de același tip care intră în alcătuirea stratificatului (pentru fiecare direcție de armare se consideră un alt tip de lamine, deci, spre exemplu, pentru stratificatele care au fibrele orientate la 0° , 90° , 45° și -45° , $n = 4$);

- z_k este grosimea laminelor cu același unghi de orientare a fibrelor (figura 2.7);
- h reprezintă grosimea totală a stratificatului.

Stratificatul este supus acțiunii unor solicitări de încovoiere, care au ca efect apariția momentelor M_x , M_y și M_{xy} (figura 2.6).

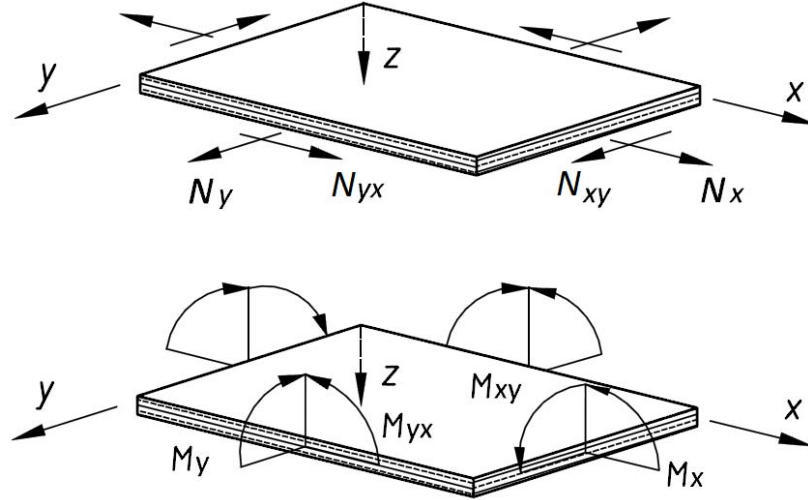


Fig. 2.6. Forțele și momentele care apar într-un stratificat plan

Cele trei eforturi sunt definite astfel:

M_x – momentul încovoiător pe unitatea de lungime, orientat în lungul axei y :

$$M_x = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x z dz; \quad (2.32)$$

M_y – momentul încovoiător pe unitatea de lungime, orientat în lungul axei x :

$$M_y = - \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_y z dz; \quad (2.33)$$

M_{xy} sau M_{yx} – momentul de răsucire pe unitatea de lungime, orientat în lungul axei x sau y :

$$M_{xy} = - \int_{-h/2}^{h/2} \tau_{xy} z dz. \quad (2.34)$$

Forțele și momentele rezultante pentru un laminat cu N straturi se definesc cu expresiile:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k dz \quad (2.35)$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k z dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k z dz \quad (2.36)$$

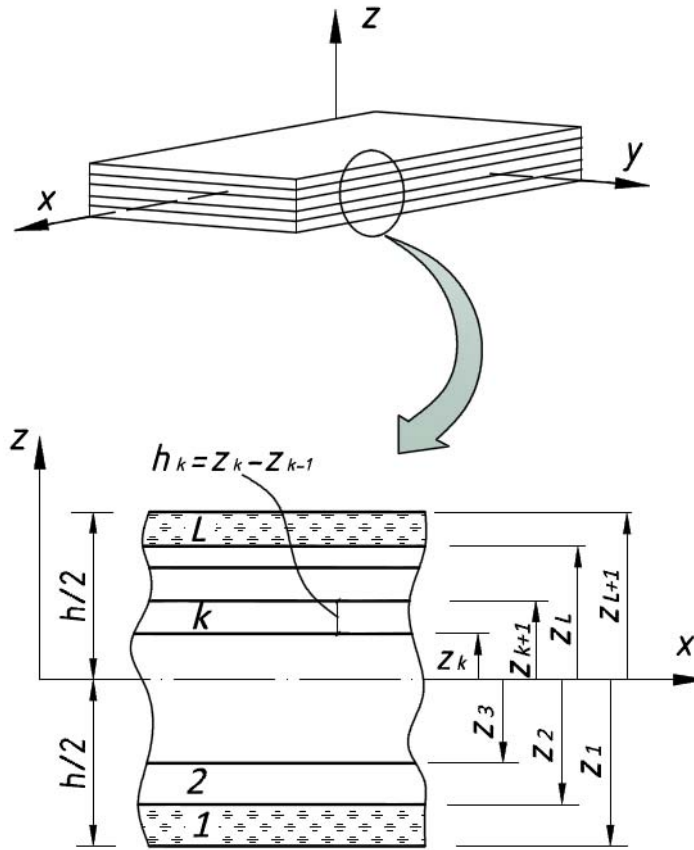


Fig. 2.7. Geometria unui laminat cu N straturi

Forțele și momentele rezultante nu depind de z , după integrare ci sunt funcții de x și y .

Integrarea din ecuațiile (2.35) și (2.36) poate fi rearanjată pentru a profita de faptul că matricea de rigiditate pentru o lamină este constantă în interiorul laminei. Astfel, matricea de rigiditate iese în afara integralei pe fiecare strat. Dacă substituim ecuația (2.28), forțele și momentele devin:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^N \begin{bmatrix} \bar{E}_{11} & \bar{E}_{12} & \bar{E}_{13} \\ \bar{E}_{21} & \bar{E}_{22} & \bar{E}_{23} \\ \bar{E}_{31} & \bar{E}_{32} & \bar{E}_{33} \end{bmatrix}_k \cdot \left\{ \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} dz + \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} z dz \right\}, \quad (2.37)$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^N \begin{bmatrix} \bar{E}_{11} & \bar{E}_{12} & \bar{E}_{13} \\ \bar{E}_{21} & \bar{E}_{22} & \bar{E}_{23} \\ \bar{E}_{31} & \bar{E}_{32} & \bar{E}_{33} \end{bmatrix}_k \cdot \left\{ \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} dz + \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} z dz \right\}. \quad (2.38)$$

Cu toate acestea, ε_x^0 , ε_y^0 , γ_{xy}^0 , K_x , K_y și K_{xy} nu sunt funcții de z dar sunt valori ale suprafeței mediane, astfel pot fi scoase de sub integrală și se obțin expresiile:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (2.39)$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix}, \quad (2.40)$$

în care:

$$\begin{aligned} A_{ij} &= \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k (z_k - z_{k-1}), \\ B_{ij} &= \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^2 - z_{k-1}^2), \\ D_{ij} &= \frac{1}{3} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^3 - z_{k-1}^3). \end{aligned} \quad (2.41)$$

Setul complet de ecuații poate fi exprimat sub formă de matrice:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \varepsilon_{xy}^0 \\ K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.42)$$

sau

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon^0 \\ K \end{Bmatrix} \quad (2.43)$$

Relațiile de mai sus sunt exprimate prin trei matrice de rigiditate a laminatului $[A]$, $[B]$ și $[D]$, care sunt funcții de geometrie, proprietățile materialului și modul de aranjare a laminelor în stratificat, așa cum este descris în ecuația (2.41). Acestea reprezintă parametrii elastici medii ai laminatului multidirecțional cu următoarea semnificație:

A_{ij} – modulul de elasticitate la întindere a laminatului în plan (raportul dintre eforturi și deformațiile în plan); B_{ij} – modulul de elasticitate la încovoiere a laminatului (raportul dintre eforturi și curburi, raportul dintre momente și deformațiile în plan); D_{ij} – rigiditatea la încovoiere a laminatului (raportul dintre momente și curburi).

În cazul stratificatelor simetrice (figura 2.8) când parametrii materialului sunt identici față de planul median, modulul de elasticitate încovoiere va fi:

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^2 - z_{k-1}^2);$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k (z_k + z_{k-1})(z_k - z_{k-1}); \quad (2.44)$$

$$B_{ij} = \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k h_k \cdot t_k.$$

în care

$$h_k = \frac{1}{2}(z_k + z_{k-1}), \quad (2.45)$$

$$t_k = z_k - z_{k-1}. \quad (2.46)$$

Datorită acestei condiții de simetrie, suma de mai sus va consta din perechi de termeni cu aceleași valori și cu semne opuse. Substituind termenii în ecuația (2.41) toți termenii se vor simplifica, $B_{ij} = 0$. Aceasta înseamnă că în aceste laminate nu vor fi solicitări de încovoiere-întindere. În consecință, solicitările în planul laminatului nu vor produce încovoieri și răsuciri care să cauzeze deformații în afara planului, iar momentele de încovoiere sau de torsiune nu vor produce alungirea suprafeței mediane.

Relațiile efort-deformații în acest caz se reduc la:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (2.47)$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.48)$$

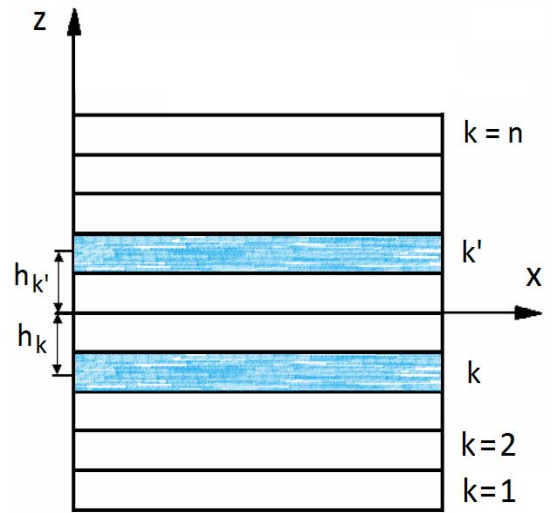


Fig. 2.8. Laminat simetric cu straturi identice k și k'

2.5. Criterii de rezistență aplicabile la analiza elementelor multistrat

Determinarea rezistenței unui material compozit stratificat armat cu fibre se bazează pe analiza stării de tensiuni din fiecare lamină în parte și pe estimarea rezistenței fiecărei lamine.

Literatura de specialitate oferă peste 30 de criterii de rezistență pentru analiza materialelor anizotrope. Cele mai folosite criterii sunt acelea care conduc la obținerea unor rezultate cât mai apropiate de cele obținute pe cale experimentală. Dat fiind faptul că problema criteriilor de rezistență nu este încă rezolvată sunt propuse permanent noi criterii de rezistență.

Criteriile de rezistență (rupere) pot fi clasificate în trei mari grupe [46, 47]:

a) *criteriile limită* – conform cărora ruperea survine atunci când unul dintre parametrii tensiuni sau deformații atinge starea limită; O caracteristică a acestui criteriu este faptul că este precis modul de rupere;

b) *criteriile interactive* – acestea consideră că ruperea survine atunci când este satisfăcută o formulă cvadratică a tensiunilor, prezicând momentul inițierii ruperii, nu și modul de rupere;

c) *criteriile polinomial-tensoriale* – ca și criteriile precedente, pot prezice numai momentul inițierii ruperii. Pentru evaluarea termenilor interactivi este necesară efectuarea unor încercări biaxiale. Acești termeni trebuie definiți cu precauție.

Majoritatea criteriilor de rupere propuse pentru materiale anizotrope nu sunt decât o generalizare a criteriilor utilizate pentru materiale izotrope. Literatura oferă și criterii de rupere sub forma unor relații empirice, determinate experimental. În cele ce urmează sunt prezentate cele mai importante criterii de rupere utilizate pentru materiale anizotrope [48, 49, 50].

a) *Criteriile limită*

- *Criteriul tensiunilor maxime.* Conform acestui criteriu, într-un corp supus unei stări spațiale (plane) de tensiune, ruperea se produce atunci când una dintre componentele σ_1 , σ_2 sau τ_{12} atinge valoarea limită a tensiunii la solicitarea de tracțiune (compresiune).

Ecuțiile care stau la baza acestui criteriu sunt:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= X_C \text{ sau } X_T; \\ \sigma_2 &= Y_C \text{ sau } Y_T; \\ \tau_{12} &= S, \end{aligned} \quad (2.49)$$

în care: - X_C , X_T - reprezintă valoarea tensiunii limită pentru solicitarea de compresiune, respectiv de tracțiune pe direcția fibrelor;

Y_C , Y_T - valorile tensiunilor limită la compresiune, respectiv tracțiune pe direcția perpendiculară pe direcția fibrelor;

S - valoarea tensiunii limită la forfecare.

După cum se poate observa în figura 2.9, conform acestui criteriu, cedarea este legată de tensiunile care acționează în mod independent, iar orice interacțiune între tensiuni este ignorată.

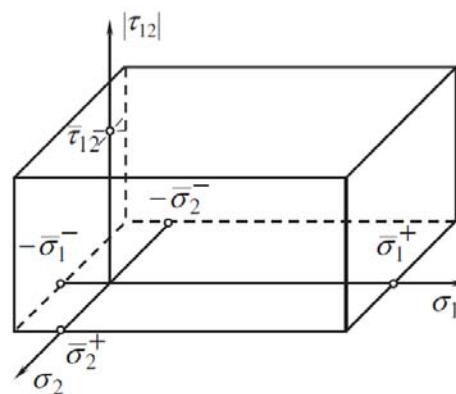


Fig. 2.9. Suprafața care corespunde criteriului limită al tensiunilor maxime.

- *Criteriul deformației specifice maxime.* Este un criteriu similar precedentului, condițiile pentru tensiuni fiind înlocuite cu condiții pentru deformații specifice maxime.

Acest criteriu se reduce la :

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \varepsilon_{1C} \text{ sau } \varepsilon_{1T}; \\ \varepsilon_2 &= \varepsilon_{2C} \text{ sau } \varepsilon_{2T}; \\ \gamma_{12} &= \gamma.\end{aligned}\tag{2.50}$$

Aceste prime două criterii de rupere au similarele lor în cazul materialelor izotrope, clasice.

b) Criteriile interactive

- *Criteriul Tsai-Hill.* Acest criteriu reprezintă o generalizare a criteriului izotrop al lui Von Mises pentru materiale ortotropice.

Este unul dintre criteriile cele mai folosite. Ecuația care stă la baza acestui criteriu este următoarea:

$$\begin{aligned}\frac{\sigma_1^2}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} + \frac{\sigma_3^2}{Z^2} - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} \right) \cdot \sigma_1 \sigma_2 - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} \right) \cdot \sigma_1 \sigma_3 - \\ - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} \right) \cdot \sigma_2 \sigma_3 + \frac{\tau_{12}^2}{S^2} + \frac{\tau_{23}^2}{T^2} + \frac{\tau_{31}^2}{R^2} = 1;\end{aligned}\tag{2.51}$$

în care: X, Y, Z reprezintă rezistențele la rupere obținute experimental, în urma unor sollicitări monoaxiale pe direcțiile de ortotropie;

- R, S, T sunt rezistențele de forfecare pură, în planul de ortotropie.

Dezavantajul acestui criteriu îl reprezintă imposibilitatea de a determina modul de rupere.

Criteriul Tsai-Hill pentru un grup de lamine "k" de același tip (cu aceeași orientare a fibrelor în matrice) ale unui stratificat plan armat cu fibre continue, se exprimă adaptând relația (2.51) [51 – 53]:

$$\frac{\sigma_l^2}{\sigma_{lr}^2} + \frac{\sigma_t^2}{\sigma_{tr}^2} - \frac{\sigma_l \sigma_t}{\sigma_{lr}^2} + \frac{\tau_{lt}^2}{\tau_{ltr}^2} = \alpha_k^2 \leq 1,\tag{2.52}$$

în care σ_{lr} , σ_{tr} și τ_{ltr} , reprezintă tensiunile normale de rupere la tracțiune ale unei lamine, pe direcția l a fibrei și pe direcția t normală la fibre, respectiv tensiunea tangențială de rupere la tracțiune a unei lamine.

- *Criteriul Hoffman.* În anul 1967 Hoffman a modificat ecuația propusă de Hill, incluzând termeni liniari, pentru a lua în considerare tensiunile de rupere la tracțiune și la compresiune.

Ecuația care stă la baza acestui criteriu este următoarea:

$$\begin{aligned}K_1(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + K_2(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + K_3(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + K_4\sigma_1 + K_5\sigma_2 + K_6\sigma_3 + K_7\tau_{23}^2 + \\ + K_8\tau_{31}^2 + K_9\tau_{12}^2 = 1.\end{aligned}\tag{2.53}$$

Criteriul conține nouă constante K_i și ia în calcul valorile diferite ale rezistențelor de rupere la tracțiune și compresiune.

Pentru un material ortotrop, supus unei stări plane de tensiuni, acest criteriu poate fi scris sub următoarea formă:

$$\frac{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2}{X_T X_C} + \frac{\sigma_2^2}{Y_T Y_C} + \frac{X_C - X_T}{X_T X_C} \sigma_1 + \frac{X_C - X_T}{Y_T Y_C} \sigma_2 + \frac{\tau_{12}}{S^2} = 1. \quad (2.54)$$

• *Criteriul Puck.* În continuare va fi expus mai detaliat criteriul de rezistență Puck în planul de acțiune datorită coincidenței foarte bune cu rezultatele experimentale [54]. Teoria lui Puck de rezistență a stratificatelor compozite este corectă din punct de vedere fizic și ușor de utilizat în practică. Ea se bazează pe ipoteza Coulomb-Mohr a ruperii fragile. Mecanismul de cedare principal este apariția fisurilor. Criteriul Puck permite determinarea caracterului apariției fisurilor care se determină ușor experimental.

Într-un element din material compozit unidirecțional există 6 tipuri diferite de sollicitări care pot produce rupturi, figura 2.9:

- $\sigma_{||}$ - tracțiune și $\sigma_{||}$ - compresiune;
- σ_{\perp} - tracțiune și σ_{\perp} - compresiune;
- $\tau_{\perp\perp}$ - forfecare și $\tau_{\perp||}$ - forfecare.

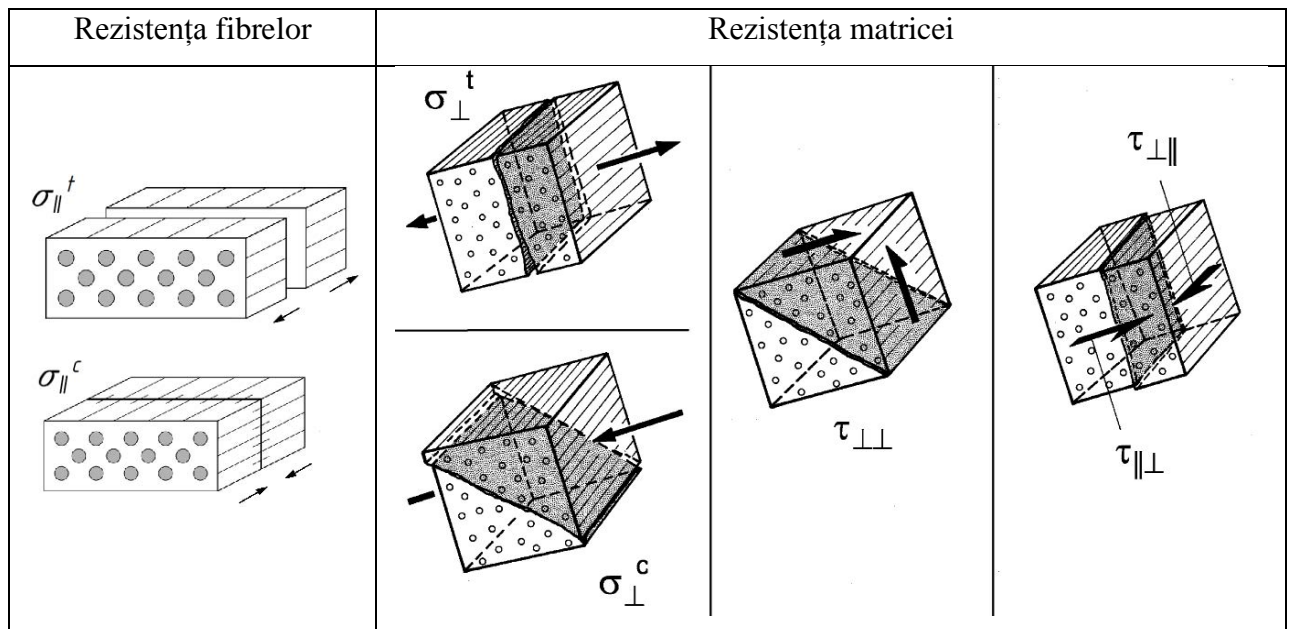


Fig. 2.9. Tensiunile de bază care acționează într-un element din material compozit armat unidirecțional: *tensiunile $\sigma_{||}$ care provoacă ruperea fibrelor și tensiunile σ_{\perp} , $\tau_{\perp\perp}$, $\tau_{\perp||}$ - cauzează cedarea matricei.*

Celor șase sollicitări prezentate în figura de mai sus le corespunde, respectiv, șase constante pentru tensiunile limită: $R_{||}^t, R_{||}^c, R_{\perp}^t, R_{\perp}^c, R_{\perp\perp}, R_{\perp||}$.

Dat fiind faptul că materialele compozite de acest tip sunt în esență fragile, nu are sens adoptarea unui criteriu de rupere/cedare similar cu binecunoscutul criteriu *von Mises* pentru metale ductile. Ar fi mult mai rezonabil aplicare ipotezei enunțate de Otto Mohr prin 1900: „*Limita de rupere a materialului este determinată de tensiunile din planul de rupere*”.

Această ipoteză este foarte ușor de înțeles dar nu este la fel de ușor de folosit, deoarece poziția planului de rupere nu este cunoscută apriori. Poziția planului de rupere trebuie să fie determinată înainte ca tensiunile de rupere să poată fi calculate cu ajutorul unui criteriu potrivit de rupere fragilă care, conform ipotezei de mai sus trebuie să se bazeze pe tensiunile din planul de rupere.

În anul 1992 Puck a modificat teoria Coulomb-Mohr pentru aplicarea ei la materialele compozite armate unidirecțional: „*Tensiunile normale σ_n și tensiunile de forfecare τ_{nt} și τ_{n1} din planul de rupere (vezi figura 2.10) sunt decisive pentru ruperea între fibre (adică a matricii)*”.

Tensiunile σ_n , τ_{nt} , τ_{n1} , care guvernează ruperea fragilă acționează în planul de rupere care este perpendicular pe axa x_n și înclinat împotriva direcției axei x_3 la „unghiul de rupere” θ_{fp} .

Tensiunile de întindere σ_n provoacă ruperea, iar tensiunile de comprimare dimpotrivă fac materialul mai rezistent. Cu alte cuvinte: tensiunile de comprimare împiedică ruperea materialului între fibre provocată de tensiunile de forfecare τ_{nt} și τ_{n1} .

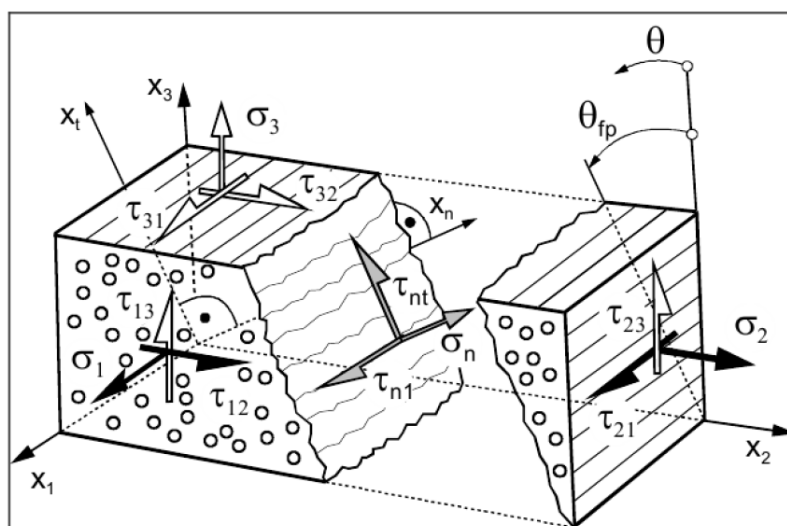


Fig. 2.10. Tensiunile care apar în materialul compozit armat unidirecțional.

Dacă comparăm figurile 2.11 și 2.10 se poate observa că σ_n provoacă tensiuni normale (întindere sau compresiune), τ_{nt} cauzează tensiunile $\tau_{\perp\perp}$ și τ_{n1} – tensiunile $\tau_{\perp\parallel}$. Apare următoarea situație:

Nu este posibil să se formuleze un criteriu de rupere folosind tensiunile σ_2 , σ_3 , τ_{23} , τ_{31} , τ_{21} care sunt legate de axele naturale ale materialului compozit armat unidirecțional, deoarece nu exista o ipoteză de rupere fragilă pentru acțiunea combinată a acestor tensiuni.

Potrivit teoriei Coulomb-Mohr, criteriul ruperii fragile pentru ruperea între fibre (a matricei) a unui material compozit armat unidirecțional trebuie să fie formulat în baza a trei tensiuni $\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{n1}$, care acționează în planul de rupere. Cele 5 tensiuni sunt reduse la un set de doar 3 tensiuni care sunt relevante pentru ruperea matricei.

Condițiile de cedare a fibrelor la tensiuni maxime se determină cu expresiile [54]:

$$\frac{\sigma_1}{R_{//}^t} = 1, \sigma_1 > 0 \quad (2.55)$$

$$\frac{\sigma_1}{R_{//}^c} = 1, \sigma_1 < 0 \quad (2.56)$$

Condițiile de cedare a matricei au fost formulate de Puck în baza așa numitelor „tensiunile lui Mohr” $\sigma_n(\theta_{fp}), \tau_{nt}(\theta_{fp}), \tau_{n1}(\theta_{fp})$, care sunt proporționale cu cele 5 tensiuni $\sigma_2, \sigma_3, \tau_{23}, \tau_{31}, \tau_{21}$ conform cu ecuația de transformare:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n(\theta_{fp}) \\ \tau_{nt}(\theta_{fp}) \\ \tau_{n1}(\theta_{fp}) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 2sc & 0 & 0 \\ -sc & sc & (c^2 - s^2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s & c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix}, \quad (2.57)$$

în care $c = \cos \theta_{fp}$ și $s = \sin \theta_{fp}$.

Conform ipotezei lui Puck sunt necesare doar două condiții de rupere fragilă a matricei [54, 55, 56]:

$$\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp//}^A} \right)^2 + (1-c) \left(\frac{\sigma_n}{R_{\perp}^{tA}} \right)^2 + c \left(\frac{\sigma_n}{R_{\perp}^{tA}} \right) = 1, \sigma_n \geq 0; \quad (2.58)$$

$$\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A - p_{\perp\perp}^c \cdot \sigma_n} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp//}^A - p_{\perp//}^c \cdot \sigma_n} \right)^2 = 1, \sigma_n < 0. \quad (2.59)$$

Constanta c din ecuația (2.58) controlează panta liniei de contur a corpului descris de această ecuație în punctul în care atinge planul (σ_n, τ_{nt}) când $\tau_{n1} = 0$.

$R_{\perp}^{tA}, R_{\perp\perp}^A, R_{\perp//}^A$ – reprezintă rezistențele de rupere care acționează în planul paralel cu fibrele și corespund cu tensiunile $\sigma_{\perp}, \tau_{\perp\perp}, \tau_{\perp//}$ (indicele A înseamnă planul de acțiune);

$p_{\perp\perp}^c, p_{\perp//}^c$ – parametri de înclinare, sunt niște constante care depind de tipul materialului.

Este de menționat faptul că rezistența de rupere $R_{\perp\perp}^A$ care acționează în planul paralel cu fibrele nu trebuie confundată cu rezistența $R_{\perp\perp}$. Valoarea lui $R_{\perp\perp}^A$ nu poate fi determinată prin

testări la forfecate pură însă trebuie calculată cu valorile obținute din testările la compresiune transversală [56, 57].

Remarcabil este faptul că comportamentul ruperii matricei în oricare stare de tensiuni (poate fi unidirecțională sau 5-dimensională) este guvernat de doar una dintre cele două ecuații, (2.58) sau (2.59). Care dintre cele două ecuații trebuie să fie aplicată depinde de răspunsul la următoarea întrebare: Tensiunile σ_n sunt de întindere sau compresiune?

Ecuațiile (2.58) și (2.59) descriu un corp în spațiul de tensiuni ($\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{nl}$) care este numit „master fracture body” (corpul de guvernare a ruperii), figura 2.11. Suprafața sa cuprinde toți vectorii tensiunilor ($\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{nl}$) la care materialul compozit armat unidirecțional poate rezista ruperii fragile.

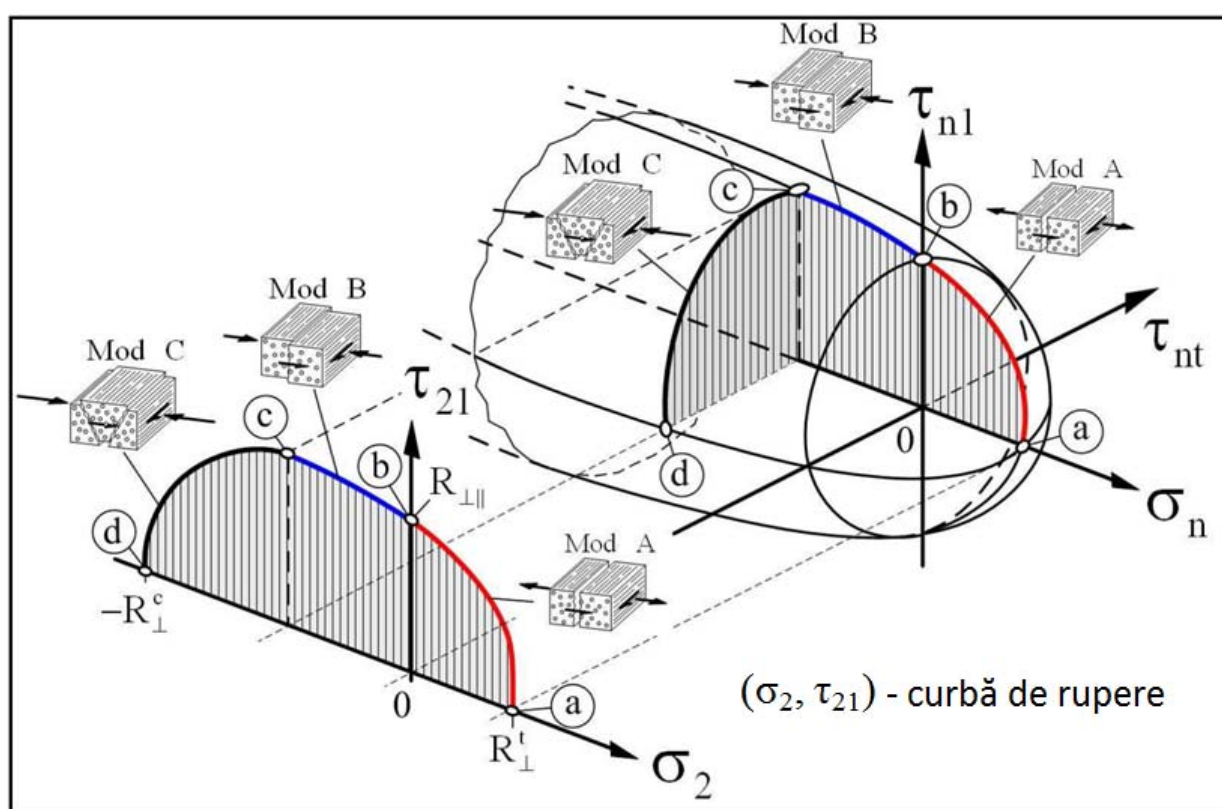


Fig. 2.11. Corpul care guvernează rezistența la rupere fragilă a matricei materialului compozit cauzată de orice combinație a tensiunilor $\sigma_2, \sigma_3, \tau_{23}, \tau_{31}, \tau_{21}$.

Corpul este deschis în direcția tensiunilor σ_n negative pentru că tensiunile de compresiune σ_n nu pot provoca rupturi în planul lor de acțiune. Curba care trece prin punctele a, b, c și d este numită curba de rupere, figura 2.11. Secțiunile $a-b$ și $b-c$ ale curbei de rupere care este proiectată în planul de tensiuni σ_2, τ_{21} corespund cu cele de pe corpul de guvernare a ruperii deoarece unghiul de rupere $\theta_{fp} = 0^\circ$. În acest caz $\sigma_n = \sigma_2$ și $\tau_{nl} = \tau_{21}$ când $\tau_{nt} = 0$. Este surprinzător că pe secțiunea $c-d$ tensiunile σ_n păstrează o valoare constantă. În punctul c unghiul de rupere θ_{fp} este încă 0° , iar în punctul d ajunge până la $50^\circ - 55^\circ$.

Apare următoarea problemă: Până când „unghiul de rupere” θ_{fp} nu va fi determinat, direcția vectorului de rupere în spațiul $(\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{nl})$, adică în cadrul corpului de guvernare a ruperii, de asemenea nu poate fi aflată. Soluția pentru rezolvarea acestei probleme este cunoașterea faptului că ruperea va avea loc în planul paralel cu fibrele unde riscul de rupere este maximal la combinația tensiunilor $(\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{nl})$. Metoda analitică și numerică de determinate a unghiului de rupere este bine stabilită și descrisă detaliat în *ghidul pentru ingineri VDI 2014* partea 3 [58].

Reieșind din combinațiile de tensiuni care apar în planul de rupere identificat, Puck distinge trei moduri de rupere fragilă, figura 2.11.

Fiecărui mod de rupere îi corespunde o anumită combinație de tensiuni care se exprimă printr-o variabilă numită *raport de expunere la tensiuni* f_E :

- modul de rupere A:

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp//}} \left(\sqrt{\left(\frac{R_{\perp//}}{R_{\perp}^t} - p_{\perp//}^t \right)^2 \sigma_2^2 + \tau_{21}^2 + p_{\perp//}^t \cdot \sigma_2} \right) \quad (2.60)$$

- modul de rupere B:

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp//}} \left(\sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{\perp//}^c \cdot \sigma_2)^2} + p_{\perp//}^c \cdot \sigma_2 \right) \quad (2.61)$$

- modul de rupere C:

$$f_E = \frac{\tau_{21}^2}{4R_{\perp//}^2(1+p_{\perp//}^c)^2} \cdot \frac{R_{\perp}^c}{(-\sigma_2)} + \frac{(-\sigma_2)}{R_{\perp}^c} \quad (2.62)$$

Pentru vizualizarea raportului de expunere la tensiuni este utilizat planul de tensiuni (σ_2, τ_{21}) , figura 2.12. Vectorul tensiunilor care acționează în material $\{\sigma\}$ este compus din tensiunile remanente $\{\sigma\}^r$ (constante) și tensiunile care depind de solicitări $\{\sigma\}^L$ (variabile).

Expunerea la tensiuni este definită ca lungimea vectorului $\{\sigma\}$, care reprezintă combinațiile de tensiuni, împărțită la lungimea vectorului de rupere (fracturare) $\{\sigma\}_{fr}$, care are aceeași direcție ca și $\{\sigma\}$:

$$f_E = \frac{|\{\sigma\}|}{|\{\sigma\}_{fr}|} \quad (2.63)$$

Expunerea la tensiuni f_E este o mărime cantitativă a riscului de rupere deoarece este o legătură liniară dintre f_E și tensiunile care acționează. Dacă $f_E = 1$ atunci sunt atinse tensiunile de rupere. Cu alte cuvinte vectorul $(\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{nl})$ intră în contact cu suprafața corpului de guvernare a ruperii.

Expunerea la tensiuni f_E este esențială pentru găsierea planului de rupere. Planul de rupere este planul cu cel mai mare risc de rupere adică cu cea mai mare expunere la tensiuni.

Mărimea inversă expunerii la tensiuni f_E este coeficientul de întindere f_S

$$f_S = \frac{1}{f_E} = \frac{|\{\sigma\}_{fr}|}{|\{\sigma\}|} \quad (2.64)$$

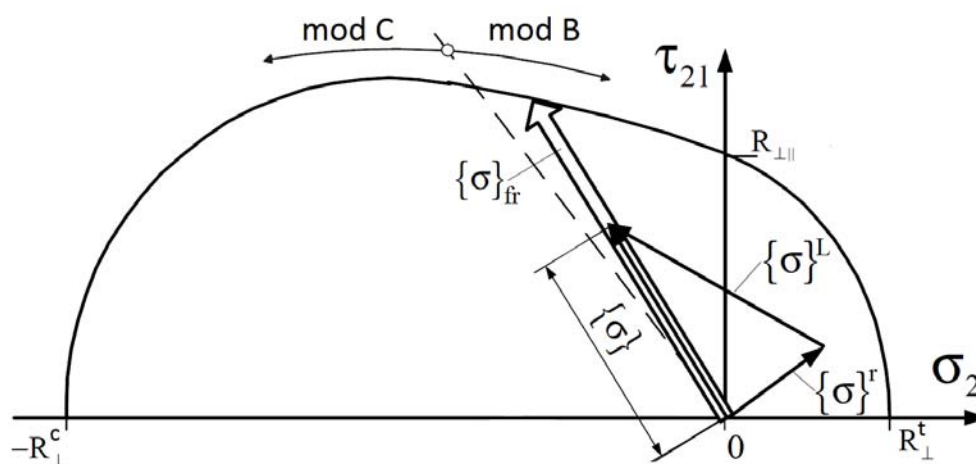


Fig. 2.12. Ilustrarea semnificației (raportului) expunerii la tensiuni în planul tensiunilor (σ_2, τ_{21}).

c) Criteriile polinomial-tensoriale

Criteriul Tsai-Wu. Tsai și Wu au propus un criteriu de rupere polinomial-tensorial și l-au considerat un criteriu general pentru materialele anizotrope. Wu a arătat în lucrarea [59] că majoritatea criteriilor menționate mai sus nu sunt decât cazuri particulare și forma propusă de autorii lor reprezintă un polinom de gradul doi în raport cu tensiunile exprimate în reperul de ortotropie:

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1, \quad (2.65)$$

în care $i, j = 1 \div 6$ și F_i, F_{ij} reprezintă tensori de ordinul doi, respectiv patru.

În cazul unor încercări biaxiale, acest criteriu se reduce la:

$$F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_6 \tau_{12} + F_{11} \sigma_1^2 + F_{22} \sigma_2^2 + 2F_{12} \sigma_1 \sigma_2 + F_{66} \tau_{12}^2 = 1. \quad (2.66)$$

Inconvenientele acestui criteriu le reprezintă faptul că determinarea coeficienților F_{ij} este destul de dificilă și de asemenea, ipoteza unei comportări elastice a epruvetei până la rupere, ce nu concordă întotdeauna cu realitatea.

Pe de altă parte un mare număr de articole a fost scris pentru evaluarea acestui criteriu. Spre exemplu, Narayanaswami și Adelman [60] au considerat în acest criteriu termenul $F_{12} = 0$ și au conchis că acesta este suficient de precis pentru aplicațiile practice.

Foarte des este utilizat criteriul Tsai-Wu pentru un grup de lamine "k" de același tip ale unui stratificat plan armat cu fibre continue. El se obține prin particularizarea relației (2.56) și are expresia [50, 51, 52]:

$$\frac{\sigma_l^2}{\sigma_{lr}\sigma_{lrc}} - \frac{\sigma_l\sigma_t}{\sqrt{\sigma_{lr}\sigma_{lrc}\sigma_{tr}\sigma_{trc}}} + \frac{\sigma_t^2}{\sigma_{tr}\sigma_{trc}} + \frac{\tau_{lt}^2}{\tau_{ltr}^2} + \sigma_l\left(\frac{1}{\sigma_{lr}} - \frac{1}{\sigma_{lrc}}\right) + \sigma_t\left(\frac{1}{\sigma_{tr}} - \frac{1}{\sigma_{trc}}\right) = \alpha_k^2 \leq 1, \quad (2.67)$$

în care σ_{lrc} și σ_{trc} reprezintă tensiunile normale de rupere prin compresiune ale unei lamine pe direcția fibrei, respectiv pe direcția normală la fibre.

2.6 Analiza cu element finit

2.6.1 Funcțiile formei elementului

Metoda elementelor finite este o metodă de rezolvare numerică a unor sisteme de ecuații diferențiale. Ideea de bază în metoda elementului finit este de a găsi soluția unei probleme complicate prin înlocuirea acesteia cu una mai simplă. Respectiv, soluția va fi aproximativă [61].

O structură de tip înveliș suportă solicitări în toate direcțiile: încovoiere, răsucire și deformații în plan. Câteva exemple comune ar fi acoperișul unor clădiri sub formă de cupolă, rezervoarele mari de lichide, fuzelajul aeronavelor etc. Pentru modelarea stratificatelor din materiale compozite cu ajutorul programelor de analiză cu elemente finite sunt prevăzute elemente finite de tip înveliș (*shell*). Precizia de modelare a suprafețelor din materiale compozite este guvernată de teoria de ordinul I de deformare – forfecare (teoria învelișurilor Mindlin-Reissner).

Cel mai simplu și utilizat element finit de tip înveliș poate fi formulat cu ușurință prin combinarea elementului 2D de tip solid și a elementului de tip placă. Elementele 2D de tip solid reprezintă calități de membrană sau efecte în plan, iar elementele de tip placă sunt folosite pentru a reda încovoieri sau efecte în afara planului (solicitări de forfecare) [62, 63], figura 2.13. O fibră dreaptă care este perpendiculară pe planul median al plăcii se rotește înainte de deformație, dar rămâne dreaptă după deformație.

Cel mai utilizat element de tip înveliș este elementul izoparametric patrulater cu patru noduri. Procedura de bază a acestui tip de element finit este de a exprima coordonatele și deplasările elementului sub formă de interpolări utilizând sistemul de coordonate local al elementului, figura 2.14. Relația dintre sistemul de coordonate fizic (x, y) și cel local (natural) (ξ, η), a cărui origine este în centrul elementului, este următoarea:

$$\xi = x/a, \eta = y/b \quad (2.68)$$

Dimensiunile elementului sunt definite prin $2a \times 2b \times h$.

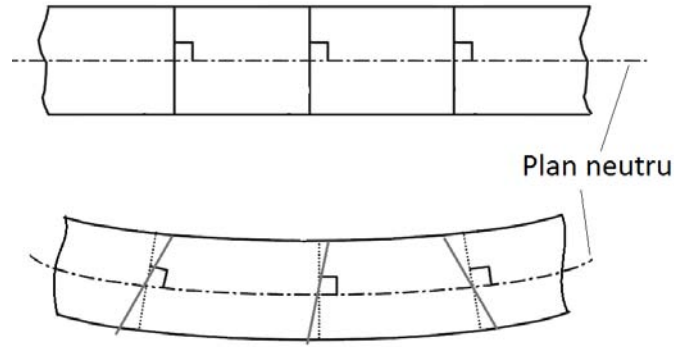


Fig. 2.13. Deformația de forfecare într-o placă.

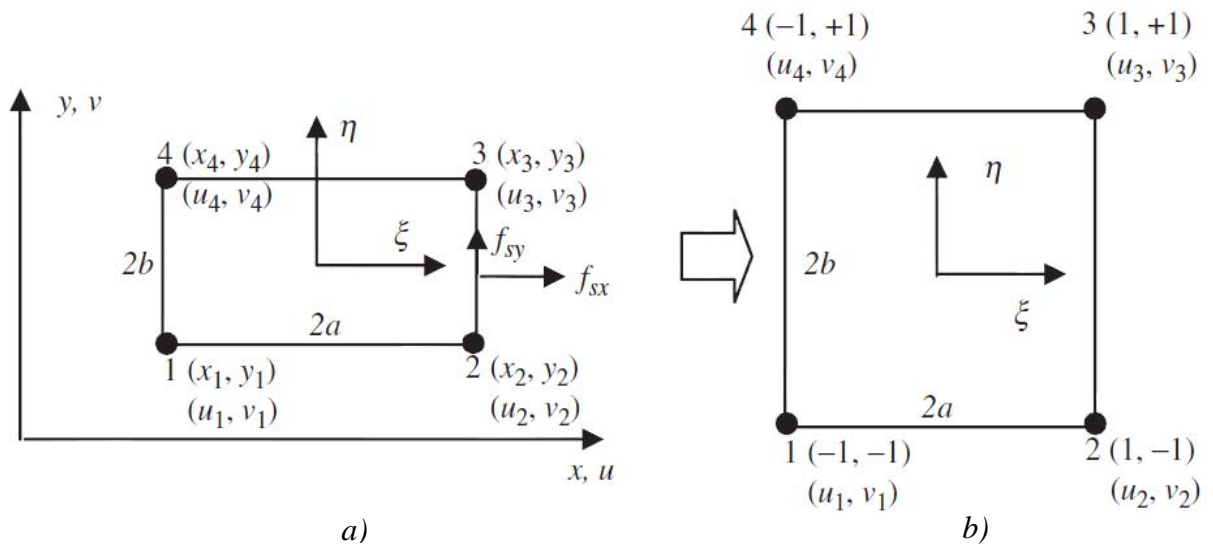


Fig. 2.14. Element dreptunghiular și sistemele de coordonate: *a.* element dreptunghiular în sistemul fizic, *b.* element pătrat sistemul de coordonate natural.

Utilizarea coordonatelor naturale simplifică construirea funcțiilor forme și evaluarea integralei matricei. Elementul patrulater definit în sistemul de coordonate (ζ, η) este în formă de pătrat, figura 2.14, *b.* Coordonatele ζ, η sunt aranjate astfel încât liniile constantelor ζ și η sunt drepte și au valori de ± 1 pe laturile patrulaterului. Ambele valori cresc la scară de-a lungul unei distanțe liniare. Fiecare dintre cele patru puncte din colțuri în coordonatele naturale pot fi asociate cu o funcție a forme elementului. Funcțiile forme N_i sunt definite în sistemul natural de coordonate al elementului în care $i = 1, 2, 3, 4$, sunt definite astfel încât N_i este egal cu unitatea, în nodul 1 și este zero în celelalte noduri.

Astfel, funcțiile forme în sistemul de coordonate natural (ζ, η) sunt:

$$\begin{aligned}
N_1 &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 - \eta); \\
N_2 &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 - \eta); \\
N_3 &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 + \eta); \\
N_4 &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 + \eta).
\end{aligned} \tag{2.69}$$

Câmpul de deplasare poate fi exprimat în formă de matrice:

$$\begin{bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w \\ \beta_x \\ \beta_y \end{bmatrix} = \sum_1^n \begin{bmatrix} N_i & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & N_i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N_i & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_i & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & N_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w \\ \theta_x \\ \theta_y \end{bmatrix}_i, \tag{2.70}$$

în care n este numărul total de noduri și N_i este funcția formei în nodul i .

Relația dintre deformații și deplasări este următoarea:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy} \\ K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_{i,x} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & N_{i,y} & 0 & 0 & 0 \\ N_{i,y} & N_{i,x} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_{i,x} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -N_{i,y} \\ 0 & 0 & 0 & N_{i,y} & -N_{i,x} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w \\ \theta_x \\ \theta_y \end{bmatrix}_i. \tag{2.71}$$

în care i este numărul nodului iar virgulele reprezintă derivatele parțiale.

2.6.2 Matricea de rigiditate a elementului finit aplicabil la analiza materialului compozit

Matricea de rigiditate a elementului de tip placă se exprimă cu ajutorul principiului energie potențiale minime. Energia potențială totală a unei plăci laminate solicitate static este următoarea:

$$\Pi = U_{\hat{i}} + V \tag{2.72}$$

în care $U_{\hat{i}}$ este energia tensionării de încovoiere iar V reprezintă energia potențială a forțelor externe.

$$U_{\hat{i}} = \frac{1}{2} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \left[\int_A (\sigma_x \varepsilon_x + \sigma_y \varepsilon_{xy} + \tau_{xy} \gamma_{xy}) dA \right] dz, \tag{2.73}$$

$$V = -\int_A w p dA - \int_{\partial R} \left(\overline{N}_n^b \cdot u_n^0 + \overline{N}_s^b \cdot u_s^0 \right) ds, \quad (2.74)$$

în care $dA = dx, dy$, p este solicitarea transversală pe o unitate de suprafață,

\overline{N}_n^b și \overline{N}_s^b sunt solicitările în plan aplicate la limită ∂R .

Forțele rezultante N_x, N_y, N_{xy} și momentele M_x, M_y și M_{xy} sunt obținute prin integrarea tensiunilor pe grosime:

$$\begin{bmatrix} N_x & M_x \\ N_y & M_y \\ N_{xy} & M_{xy} \end{bmatrix} = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} (1, z) dz \quad (2.75)$$

Starea de echilibru necesită ca energia potențială Π să fie staționară sau Π să fie minimă.

Acest lucru este posibil când $\delta \Pi = 0$.

Matricea de rigiditate la încovoiere a unui element finit se determină folosind relația [62, 63]:

$$[k] = \int_A [B_b]^T [D_b] [B_b] dA \quad (2.76)$$

în care B_b este matricea derivatelor funcțiilor de formă.

$$[D_b] = \begin{bmatrix} A_{ij} & B_{ij} \\ B_{ij} & D_{ij} \end{bmatrix}, \quad (2.77)$$

$$(A_{ij}, B_{ij}, D_{ij}) = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} Q_{ij}(1, z, z^2) dz \quad (i, j = 1, 2, 6). \quad (2.78)$$

D_b reprezintă părțile de încovoiere din matricea materialului.

Un aspect important al analizei cu elemente finite este necesitatea integrării numerice.

Integrala matricei necesară în analiza cu elemente finite bidimensională este următoarea:

$$I = \int f(\xi, \eta) d\xi \cdot d\eta = \sum_{i,j} w_{i,j} f(\xi_i, \eta_j), \quad (2.79)$$

în care sumările se extind peste toți i și j specificați,

$w_{i,j}$ - coeficient de greutate,

$f(\xi_i, \eta_j)$ sunt matricele $f(\xi, \eta)$ evaluate în punctele specificate în argumente.

Mai multe detalii privind integrarea numerică și precizia de integrare sunt prezentate în lucrările [64, 65].

Un exemplu de element finit de tip înveliș cu patru noduri, care se găsește în biblioteca programului de analiză cu elemente ANSYS, este prezentat în figura 2.15, [66]. Acest element are câte șase grade de libertate în fiecare nod (3 de translație și 3 de rotație) și poate fi utilizat pentru modelarea stratificatelelor din materiale compozite.

Formularea elementului este bazată pe măsurările logaritmice ale deformației și măsurările reale ale tensiunilor.

Elementele structurale de tip înveliș necesită definirea următoarelor caracteristici mecanice ale materialului pentru fiecare strat:

- modulul de elasticitate pe direcțiile X, Y și Z
- modulul de forfecare în planurile XY, YZ și XZ
- coeficientul lui Poisson în planurile XY, YZ și XZ

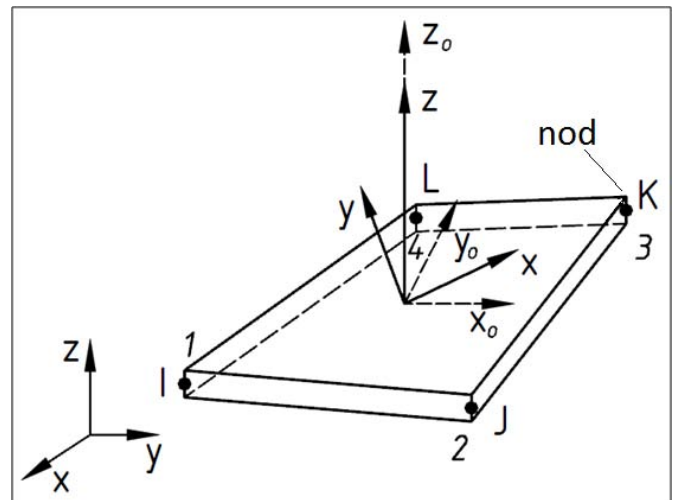


Fig. 2.15. Geometria elementului finit cu patru noduri de tip înveliș SHELL181

2.7. Concluzii la capitolul 2

În rezultatul cercetărilor efectuate în cadrul capitolului au fost formulate următoarele concluzii:

- Analiza macromecanicii unui strat individual și a stratificatului în ansamblu, a arătat că rigiditatea stratificatului este o funcție de geometrie, proprietățile materialului și de modul de aranjare a laminelor în stratificat;
- Criteriile de rezistență principale necesare calculului rezistenței plăcilor din materiale compozite stratificate prin metode analitice și numerice sunt empirice și sunt asemănătoare cu cele utilizate pentru calculul materialelor metalice. Ruperea materialului compozit se produce brusc odată cu atingerea stării limită de tensiuni. Criteriul de rezistență, care este relativ mai simplu în aplicare și oferă o corelare bună cu experimentele, este criteriul Puck.
- În baza analizei metodelor numerice de calcul a stării tensionale a materialului compozit a fost identificat elementul finit izoparametric patrulater cu patru noduri, formularea căruia este bazată pe măsurările logaritmice ale deformației și măsurările reale ale tensiunilor.

3. ELABORAREA STRUCTURII, FABRICAREA ȘI TESTAREA MATERIALULUI COMPOZIT PENTRU CONSTRUCȚIA PALEI

3.1. Cerințele înaintate materialului compozit pentru construcția palelor

Deoarece, în timpul funcționării turbinei pala este solicitată la încovoiere (întindere - compresiune) și torsiune, pentru a asigura rigidizarea ei în timpul fabricării este esențial să se respecte orientarea corectă a țesăturii de armare din materialul compozit (pe direcția solicitărilor).

Influența unghiului de orientare a fibrelor asupra rezistenței la întindere a materialului este prezentată în graficul din figura 3.1 pentru un material compozit din rășină epoxidică armată cu fibre din sticlă marca *E-glass* [67]. Rezistența cea mai mare se obține atunci când forța este aplicată de-a lungul fibrelor, iar rezistența cea mai mică – când forța este aplicată perpendicular pe fibre.

Conform simulărilor prealabile, țesătura din învelișul palei trebuie să preia aproximativ 60 – 70% din solicitările la încovoiere și 30 – 40% solicitări la torsiune. Solicitățile care apar în lonjeron pot fi comparate cu eforturile care apar într-o grindă încastrată solicitată la încovoiere, figura 3.2. Schema de rigidizare a grinzii încastrate este utilizată la elaborarea arhitecturii materialului compozit pentru construcția lonjeronului palei.

La definirea stratificatului din materiale compozite trebuie de ținut cont ca orientarea și ordinea straturilor de țesătură să fie simetrică și echilibrată, așa cum este prezentat în figura 2.2 (cap. 2).

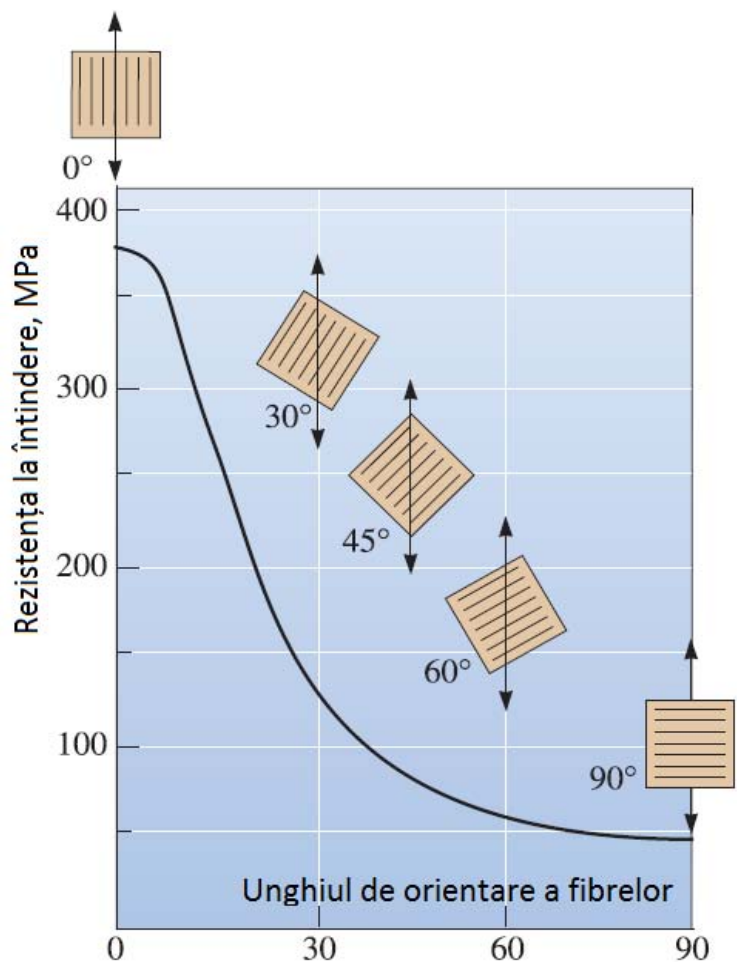


Fig. 3.1. Influența orientării fibrelor asupra rezistenței la întindere.

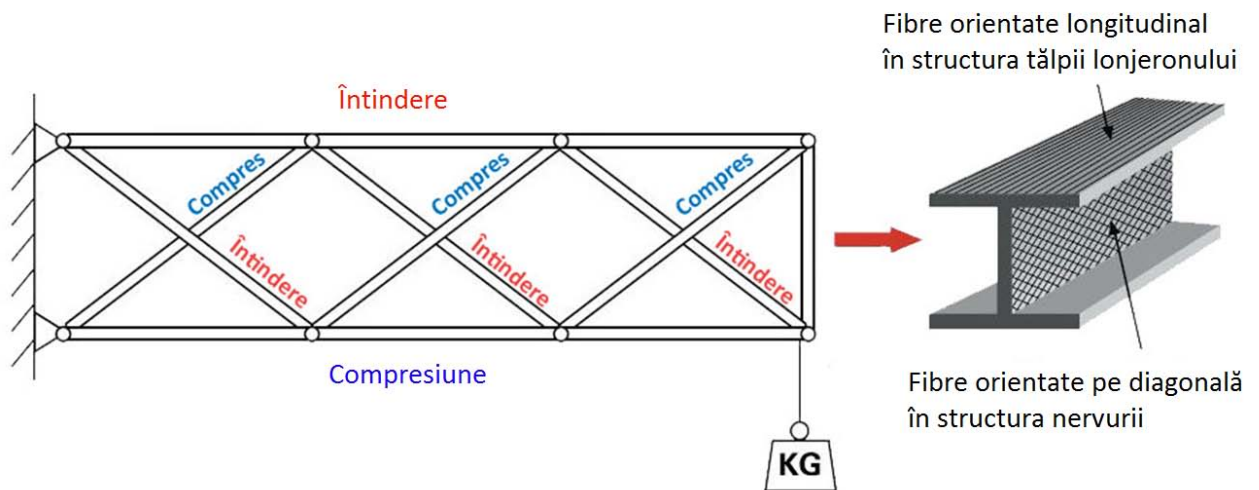


Fig. 3.2. Schema de rigidizare a lonjeronului palei comparată cu schema de rigidizare a unei grinzi încastrate.

Pentru definirea corectă a stratificatului trebuie respectate următoarele reguli [68, 69]:

- pentru reducerea efectului Poisson trebuie ca materialul să conțină un număr minim de 8% de straturi cu aceeași orientare și un maxim de 67%;
- evitarea grupării straturilor consecutive cu orientare similară pentru a se evita apariția microfisurilor;
- straturile în laminat ar trebui să fie simetrice față de axa neutră sau asimetria trebuie să se găsească în apropierea axei neutre pentru a preveni deformațiile apărute în timpul procesului de fabricație;
- straturile orientate diferit în stratificat trebuie distribuite uniform în succesiunea laminatului.

În funcție de constrângerile aplicate stratificatului, trebuie aplicate următoarele două reguli de bază:

- pentru reducerea forfecării interlaminare se recomandă micșorarea unghiului între două lamine adiacente (pot exista și excepții în funcție de complexitatea piesei);
- pentru reducerea efectului de cuplare se recomandă ca straturile orientate la 45° să fie grupate cu straturi orientate la 135° (pot exista și excepții în funcție de complexitatea modelului).

La fabricarea epruvetelor din materiale compozite se va ține cont de cerințele înaintate arhitecturi stratificatelor și se vor fabrica anumite epruvete cu grosimi apropiate de valorile pentru stratificatele care se vor utiliza în construcția palelor.

3.2. Fabricarea epruvetelor din materiale compozite pentru pale

3.2.1 Alegerea elementelor componente și tehnologiei de fabricare a materialului compozit pentru pale

Construcția palelor profilate aerodinamic cu un randament înalt care să fie rezistente, să aibă deformații în limitele admisibile și o masă cât mai mică nu este o problemă simplă.

Actualmente utilizarea materialelor compozite la construcția palelor este o soluție perfectă în acest sens. Însă determinarea structurii de rezistență optime necesită găsirea unui compromis dintre limitele de rezistență a materialelor masa și costurile lor.

Materialele compozite sunt materiale formate din cel puțin două faze la scară microscopică, cu interfața de separare clară între cele două componente, în scopul obținerii unor performanțe superioare în raport cu cele ale materialelor constitutive [35, 70].

Din punct de vedere compozițional materialul compozit este alcătuit din faze discontinue, înserate într-o fază continuă. Faza continuă se definește ca *matrice* sau masă de bază, iar faza discontinuă se definește ca *armătură*.

Pentru construcția palelor matricea este realizată din polimeri termorigizi (rășini epoxidice sau poliesterice, figura 3.3), iar armătura este din fibre de sticlă și/sau carbon. Materialele compozite prin structura și proprietățile lor implică folosirea unor procese tehnologice de fabricație diferite de cele ale materialelor convenționale.

Rășinile poliesterice nesaturate trec din stare lichidă în stare solidă prin copolimerizare (policondensare) cu un monomer cu care sunt amestecate. Acest fenomen determină trecerea acestora din stare lichidă în stare solidă. Reacția de polimerizare este activată printr-un agent chimic „întăritor”. Tehnologiile de fabricație a materialelor compozite sunt numeroase și diferite.

Alegerea unei tehnologii depinde de următorii factori: forma geometrică a piesei sau a produsului, caracteristicile mecanice dorite, structura materialului compozit, dimensiunile piesei, precizia dimensională și calitatea pieselor, seria de fabricație, destinația pieselor etc.

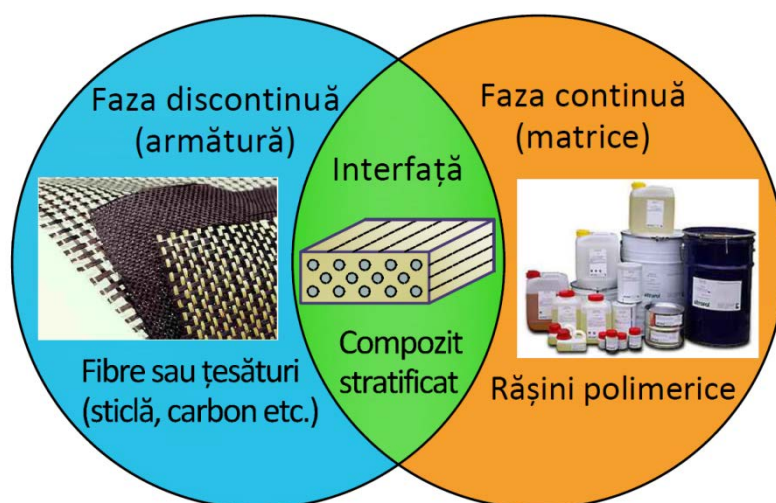


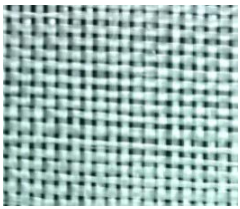

Fig. 3.3. Elementele componente ale materialelor compozite.

Dintre toate metodele de formare a pieselor din materiale compozite analizate în *capitolul 1* a fost selectată metoda sau tehnologia de formare prin transfer de rășină în vid. Această metodă este cea mai răspândită datorită avantajelor sale: este ecologică (întreg procesul are loc în vid și în acest fel se elimina total expunerea la noxe), întărirea rășinii are loc la temperatura ambiantă și se obțin piese de calitate bună și foarte bună. Totodată, această metodă oferă un procent înalt al volumului de fibre (60% - 70%) în comparație cu formarea manuală (30% - 40%).

3.2.2 Fabricarea epruvetelor

Epruvetele au fost realizate în laboratorul „*Tehnologii materiale compozite*” din cadrul Centrului de Elaborare a Sistemelor de Conversie a Energiilor Regenerabile (CESCER) al departamentului „*Bazele Proiectării Mașinilor*”. Materialele utilizate sunt rășina poliesterică armată cu fibre de sticlă. Caracteristicile țesăturilor pentru epruvete este prezentată în tabelul 3.1.

Tabelul 3.1. Caracteristicile țesăturilor pentru epruvete.

Tip țesatura	Număr de fibre în mănunchi		Grosime țesătură, mm	Detalii
	Urzeală	600		
E glass woven roving (WR) 300 g/m ² (țesătură bidirecțională)	Urzeală	600	0,25	
	Bătătură	600		
E glass unidirectional UD 600 g/m ²	Urzeală	2400	0,48	
	Bătătură	300		

Stratificatele obținute prin suprapunerea țesăturilor sunt descrise prin tipul țesăturii, numărul de straturi și prin unghiul de orientare a fibrelor. Acești parametri alcătuiesc notarea stratificatului [33], tabelul 3.2.

Tabelul 3.2. Caracteristicile stratificatelor pentru epruvete

Nr. set	Nr. de epruvete	Notare	Tipul de încercări	Grosime placă, mm
1	5	[0 ₂ /CSM/0 ₂]	tracțiune x	2,9
	5		tracțiune y	2,9
2	5	[WR 0-90 ₁₃ /CSM/ WR 0-90 ₁₃]	tracțiune x	7,2
	5		forfecare	7,2

Placa din țesătură bidirecțională a fost executată cu grosime sporită pentru a obține un stratificat cu parametri asemănători materialului care va fi utilizat în construcția palelor. Timpul necesar procesului de infuzie a rășinii în stratificat (20 – 40 min) a fost determinat de permeabilitatea țesăturii care depinde de diametrul fibrelor, orientarea fibrelor față de direcția de curgere a rășinii, viscozitatea rășinii, densitatea țesăturii etc. Pentru a facilita pătrunderea uniformă a rășinii în mijlocul stratificatelor a fost introdus un strat de material din fibre tocate aglomerate CSM (*chopped strand mat*) de grosime 0,9 mm.

În figura 3.4 (a, b, c) sunt prezentate secvențe din procesul fabricării epruvetelor.

Pentru plăcile analizate a fost determinat volumul fracției de fibre cu expresia [71]:

$$V_f = \frac{\frac{m_f}{\rho_f}}{\frac{m_f}{\rho_f} + \frac{m_m}{\rho_m}}, \quad (3.1)$$

în care m_f și m_m reprezintă masa fibrelor și, respectiv, a matricei;

ρ_f și ρ_m – densitatea fibrelor și, respectiv, a matricei.

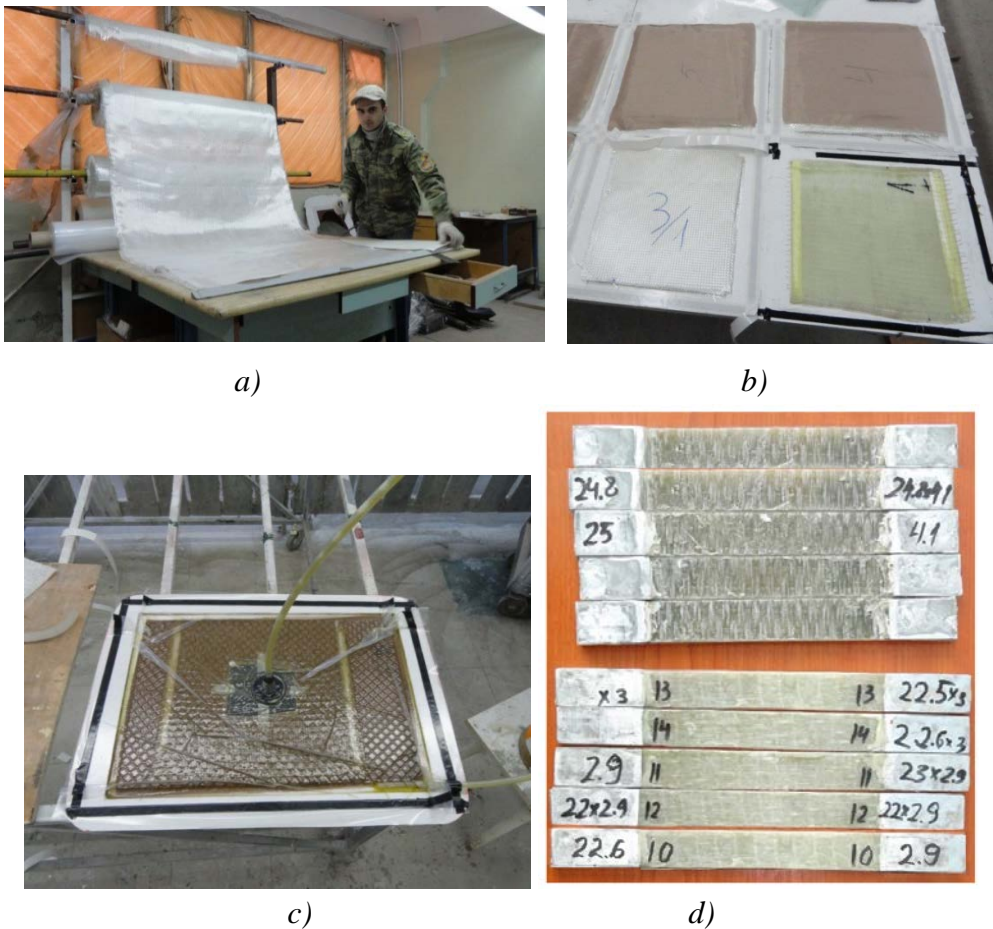


Fig. 3.4. Fabricarea epruvetelor: a – tăierea țesăturii de fibre de sticlă; b - pregătirea seturilor de epruvete pentru laminare; c – formare prin transfer de rășină în vid; d – epruvete finisate.

Conținutul de fibre după masă s-a obținut de aproximativ 66 % pentru stratificatul din setul 1 și de 43 % pentru stratificatul din setul 2. Epruvetele au fost tăiate cu ajutorul unui dispozitiv de debitat cu disc apoi finisate, ținându-se cont de standardul ASTM D3039, figura 3.4 (d). Lățimea epruvetelor cu armare longitudinală (0°) este uzual de 12,7 mm, iar a celor cu armare transversală (90°) de 25,4 mm. Pentru a avea spațiu suficient pentru lipirea traductorilor pe epruvetele cu armare longitudinală, nu am ținut cont de standard și acestea au fost tăiate cu lățimea de peste 20 mm. În figura 3.5 este prezentată instalația de formare prin transferul rășinii în vid în vid [72].

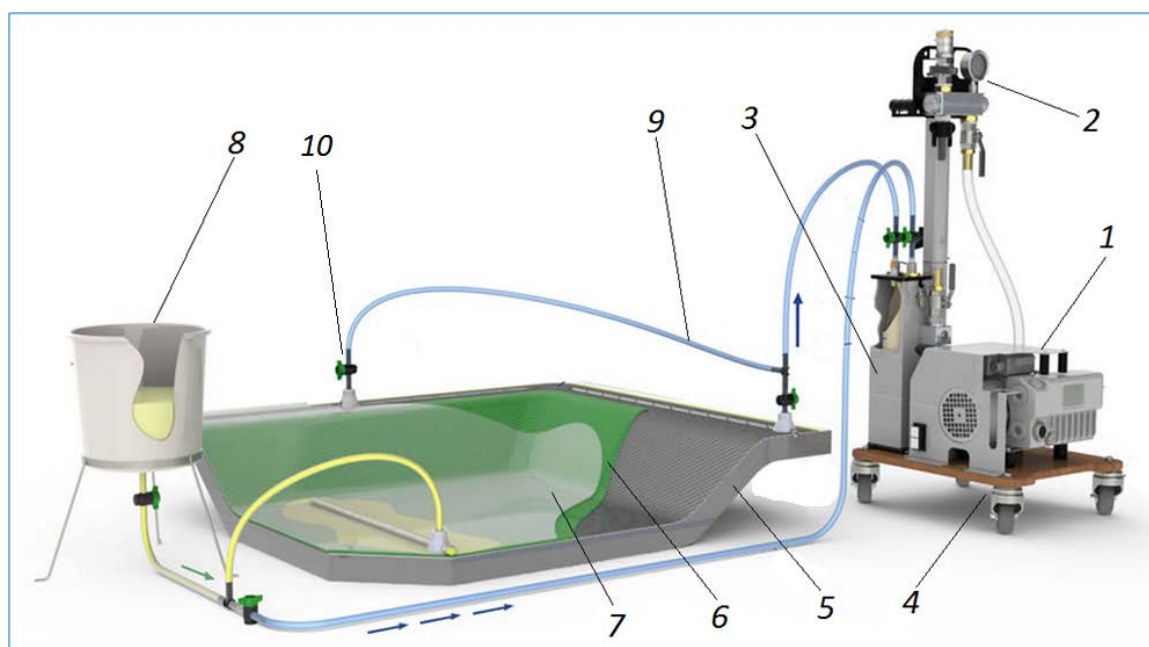


Fig. 3.5 Instalație de formare prin transferul rășinii în vid :

1 - pompă de vid; 2 - dispozitive de control al nivelului de vid; 3 - vas de captare a rășinii; 4 - cărucior; 5 - matrită (formă); 6 - straturi de țesătură (viitoarea piesă); 7 - peliculă pentru vidare; 8 - vas de alimentare cu rășină; 9 - furtunuri; 10 - robinet.

Funcționarea instalației este în felul următor: țesăturile din material fibros 6 sunt așezate în straturi în matrită 5 care este prelucrată în prealabil cu agent demulant (parafină) pentru a facilita extragerea piesei, apoi sunt acoperite cu o pânză specială care ulterior va facilita eliminarea ridurilor de pe piesa formată. Urmează montarea etanșă a peliculei 7. După ce se conectează toate furtunurile și robinetele în vasul 8 se pregătește rășina, apoi se pornește pompa de vid 1. În acest moment, mai întâi se deschid robinetele de la sacul de vidare și se verifică etanșeitățile lui apoi se deschide robinetul de la vasul 8 și rășina pătrunde printre fibrele din țesătură. Transferul de rășină durează până când aceasta impregnează toată țesătura și începe să pătrundă în vasul de captare 3. În acest moment se închide robinetul de la vasul de alimentare 8 și are loc menținerea tehnologică (30-60 min) până când se polimerizează rășina. După întărirea rășinii se oprește pompa de vid, se înlătură sacul de vidare și se extrage piesa.

3.3. Determinarea experimentală a caracteristicilor mecanice ale materialului compozit

Deoarece materialele compozite armate unidirecțional fac parte din materialele ortotropice, care admit trei plane de simetrie ortogonale pentru caracteristicile fizice, studiul unei structuri având o formă oarecare, realizată din materiale compozite stratificate și armate cu fibre continue, necesită următoarele caracteristici elastice ale unei lamine:

E_{11} – modulul de elasticitate longitudinal pe direcția fibrelor (Young);

E_{12} – modulul de elasticitate transversal;

G_{12} – modulul de elasticitate la forfecare (Coulomb);


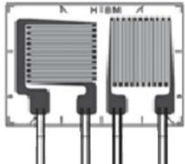
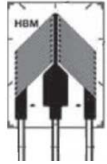
ν_{12} – coeficientul Poisson.

Aceste caracteristici sunt necesare ca date de intrare pentru analiza numerică cu elemente finite a epruvetelor din material compozit și apoi a palelor turbinelor eoliene.

Determinarea caracteristicilor mecanice ale materialului obținut din diferite straturi de țesături cu fibre cu orientare bine stabilită se poate face doar prin încercări la mașina de testat. Însă, pentru materialele compozite laminate, armate cu fibre unidirecționale, estimarea aproximativă a acestor caracteristici se poate face prin metoda amestecurilor [73].

Caracteristicile elastice și mecanice ale materialului au fost determinate prin metoda tensometriei electrice rezistive [73]. În tabelul 3.4 este prezentată schema de solicitare a epruvetelor, geometria lor și traductorii utilizați.


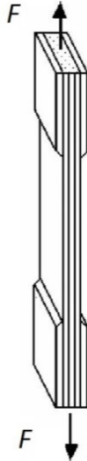

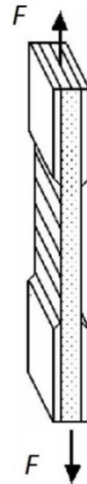
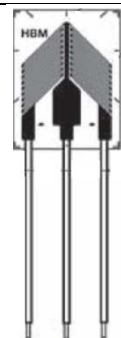
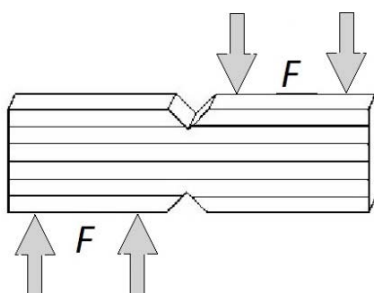
Tabelul 3.3. Caracteristicile traductorilor utilizați

Producător	HBM, Germania		
	K-LY46-10/350	K-XY36-6/350	K-XY46-6/350
Tipul			
Lungime grilă de măsurare, mm	10	6	
Rezistența	350 Ω		
Material grilă	constantan		
Material suport	poliamidă		
Contacte	fire din teflon cu lungimea de 50 mm		
Coeficientul de temperatură al factorului k, (k = 2)	93 \pm 10 [10 ⁻⁶ /K]		

Calitatea rezultatelor experimentale depinde în bună măsură de selectarea traductorilor potriviți și de tehnologia corectă de instalare a lor. Traductorii au fost selectați și instalați

conform cu recomandările companiilor producătoare cunoscute *HBM* și *VISHAY* [74, 75]. În tabelul 3.3 sunt prezentate specificațiile traductorilor selectați. De asemenea, este necesară respectarea etapelor de pregătire a suprafeței epruvetei în zona lipirii traductorilor: degresarea, abraziunea suprafeței și îndepărtarea pulberilor, trasarea reperelor în vederea orientării traductorului, neutralizarea suprafeței ($PH = 7$). Nu mai puțin importantă este și alegerea corectă a adezivului, care trebuie să fie în termenul de garanție și păstrat conform recomandărilor producătorului (în frigider).

Tabelul 3.4. Geometria epruvetelor și traductorii utilizați

Caracteristici determinate	Notație	Traductori necesari	Geometria epruvetei
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Modulul de elasticitate longitudinal ▪ Coeficientul lui Poisson ▪ Rezistența la rupere longitudinală 	E_{11} ν_{12} σ_r		
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Modulul de elasticitate transversal ▪ Coeficientul lui Poisson ▪ Rezistența la rupere transversală 	E_{12} ν_{21} σ_r		
Modulul de elasticitate la forfecare (metoda Iosipescu)	G_{12}		

3.3.1. Încercarea la tracțiune a epruvetelor și determinarea constantelor elastice

Cercetările experimentale au fost realizate în cadrul Laboratorului de Testări Mecanice și Tehnologice din cadrul Facultății de Mecanică a Universității Tehnice „Gheorghe Asachi” din Iași. Încercările la tracțiune au fost realizate pe mașina universală de încercări controlată de computer „WDW-50” (figura 3.6). Mașina dispune de servocontrol digital și celulă de forță de 50 kN.

Pentru a înregistra alungirile specifice, pe centrul epruvetelor au fost lipiți traductori speciali sub formă de rozetă tip T cu lungimea grilei de 6 mm, tabelul 3.3, iar din motive economice au fost utilizați și traductori unidirecționali de uz general cu lungimea grilei de 10 mm care trebuie lipiți așa cum este indicat în figura 3.7. Totodată, în figura 3.7 se prezintă dimensiunile epruvetei pentru încercări la tracțiune, având capetele întărite cu taloane lipite conform ASTM D3039. Taloanele sunt necesare pentru a preveni ruperea epruvetei din mandrină și pot fi executate din material compozit sau aluminiu. Au fost folosite taloane din aluminiu cu grosimea 1,3 mm care au fost lipite cu adeziv poliuretanic. Pentru aderență mai bună a taloanelor pe suprafața lor a fost creată rugozitate cu ajutorul hârtiei abrazive. Grosimea epruvetelor este indicată în tabelul 3.2.



Fig. 3.6. Mașina universală de încercări WDW-50.

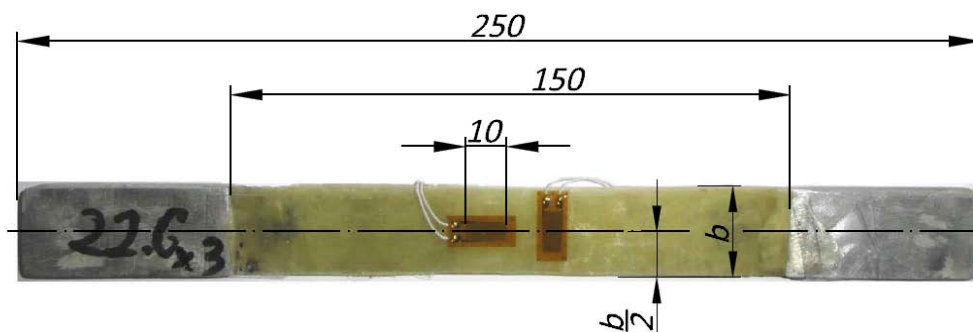


Fig. 3.7. Epruvetă pentru încercarea la tracțiune.

Epruvetele din fibre unidirecționale au fost încercate la tracțiune până la rupere cu viteza de deplasare a capului de prindere de 2 mm/min. Pe durata încercării s-a înregistrat continuu

semnalul de ieșire al traductorilor cu ajutorul unui sistem de achiziție de date (punte tensometrică *Vishay P3*). Astfel s-au obținut alungirile specifice pe direcție longitudinală și transversală.

Modul de rupere și locația rupturii pot fi vizualizate în fotografiile unor epruvete mai reprezentative din figura 3.8. Ruperea epruvetelor din țesătură unidirecțională poate fi explozivă cu delaminarea și despicarea longitudinală a fibrelor. Epruvetele din țesătură bidirecțională cedează prin delaminare, iar rupura începe în zona de prindere.

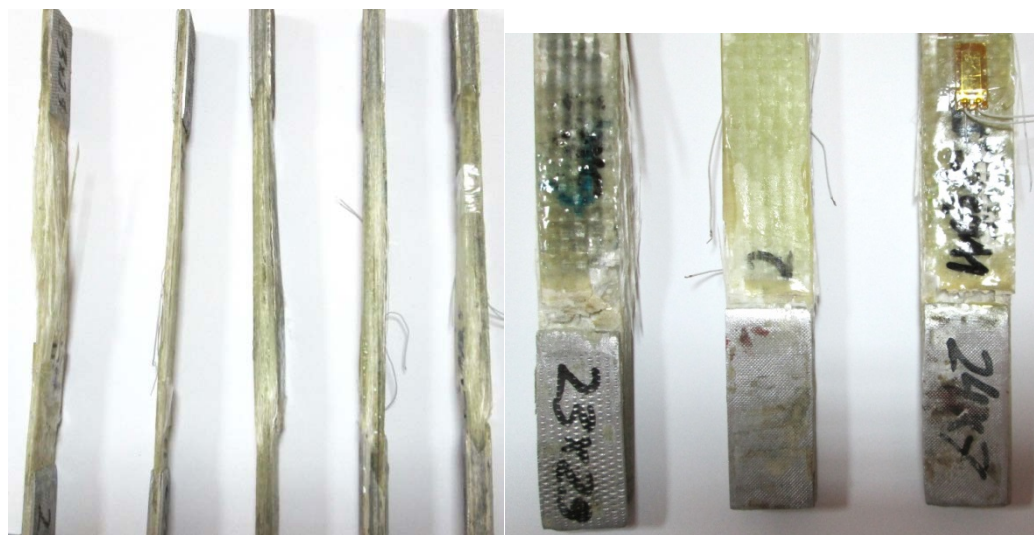


Fig. 3.8. Cedarea epruvetelor solicitate la tracțiune

Pentru caracteristicile mecanice și elastice ale materialului testat au fost determinate mediile aritmetice pentru cele 5 epruvete. Valorile minime sau maxime, care aveau o abatere prea mare față de media epruvetelor din aceeași placă, au fost eliminate.

Caracteristicile mecanice și elastice ale materialului au fost calculate cu ajutorul expresiilor binecunoscute:

- tensiunea normală

$$\sigma_{11} = \frac{N}{A}, \quad (3.2)$$

în care N este forță axială;

A - aria secțiunii transversale a epruvetei.

După corecția erorilor se determină modulul de elasticitate

$$E_{11} = \frac{\Delta\sigma_{11}}{\Delta\varepsilon_{11}} \quad (3.3)$$

și coeficientul *Poisson*

$$\nu_{12} = -\frac{\Delta\varepsilon_{22}}{\Delta\varepsilon_{11}} \quad (3.4)$$

Procedând similar cu o epruvetă cu fibrele perpendiculare pe direcția de acționare, se pot determina direct parametrii:

$$E_{22} = \frac{\sigma_{22}}{\varepsilon_{22}} \quad (3.5)$$

$$\nu_{21} = -\frac{\varepsilon_{11}}{\varepsilon_{22}} \quad (3.6)$$

Rezistența de rupere la tracțiune:

$$\sigma_{ri} = \frac{N_{\max i}}{A} \quad (3.7)$$

N_{\max} este forța maximă la care s-a produs ruperea epruvetei;

$i = 1,2$ – direcțiile de sollicitare.

Prelucrarea statistică a rezultatelor obținute a fost efectuată cu expresiile următoare:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (3.8)$$

$$s_{n-1} = \left[\left(\sum_{i=1}^n x_i^2 \right) - n \cdot \bar{x}^2 \right] / (\sqrt{n-1}) ; \quad (3.9)$$

$$a = 100(s_{n-1} / \bar{x}) , \quad (3.10)$$

în care \bar{x} reprezintă valoarea medie a probei, n – numărul de epruvete, x_i – parametrul măsurat s_{n-1} – abaterea standard, a – abaterea standard a probei în %.

Pentru fiecare epruvetă din aceeași placă a fost trasată diagrama dependenței dintre forță și cursă (anexa 2). Apoi pentru fiecare set de epruvete a fost realizat un grafic comparativ prin suprapunerea curbelor obținute.

În graficul din figura 3.9 este prezentată dependența dintre forță și cursa mandrinei pentru epruvetele din țesătură unidirecțională (UD) sollicitate pe direcția fibrelor. Din cauza alunecării din mandrină a epruvetelor (UD1 și UD4) curbele acestora se întrerup la forțe de 23 și, respectiv, 21 kN mai mici decât forțele de rupere. Pentru aceste epruvete n-au fost înregistrate tensiunile de rupere și deformațiile specifice maxime. Analiza rezultatelor testelor epruvetelor a arătat următoarele valori medii: tensiunea de rupere – 658 MPa; modulul de elasticitate – 36,78 GPa; modulul lui Poisson – 0,262. Analiza graficelor din figura 3.9 arată că valoarea maximă a forței de rupere de 34 kN este la epruveta (UD2).

În tabelul 3.5 sunt indicate constantele elastice obținute.

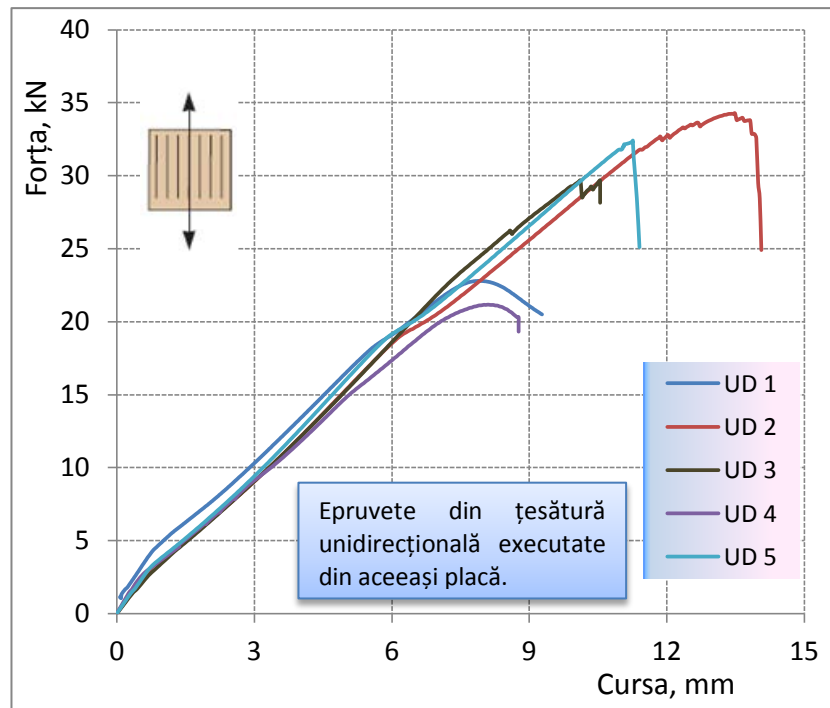


Fig. 3.9. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor solicitate pe direcția fibrelor.

Tabelul 3.5 Rezultatele testării epruvetelor solicitate pe direcția fibrelor

Nr. epruveta	σ_r MPa	E_{11} GPa	ε_{11}	ν_{12}
UD1	-	36,84	-	0,26
UD2	663	37,39	0,0178	0,264
UD3	652	37,12	0,0182	0,261
UD4	-	37,55	-	0,258
UD5	659	35,78	0,0195	0,265
Media	658	36,78	0,0184	0,2616
Abaterea standard	5,57	0,7	0,00095	0,00257
Abaterea, %	0,84	1,89	5,22	0,98

În figura 3.10 este prezentată dependența dintre forță și cursa mandrinei pentru epruvetele din țesătură unidirecțională solicitate perpendicular pe direcția fibrelor. Viteza de deplasare a mandrinei a fost setată la 2 mm/min. În diagramă se observă că curbele epruvetelor (UDT1 și UDT4) au o abatere mai mare față de celelalte trei. Acest lucru este din cauza faptului că una din epruvete conține mai multe fibre pe direcția de solicitare, iar cealaltă conține mai puține fibre. Această distribuție neuniformă a fibrelor este din cauza pasului mare al bătăturii din țesătură în comparație cu lățimea epruvetei.

În tabelul 3.6 sunt indicate constantele elastice obținute. Măsurările cu traductori au fost făcute doar pentru trei epruvete. Analiza rezultatelor testelor epruvetelor a arătat următoarele valori medii: tensiunea de rupere – 14,5 MPa; modulul de elasticitate – 10,3 GPa; modulul lui Poisson – 0,092.

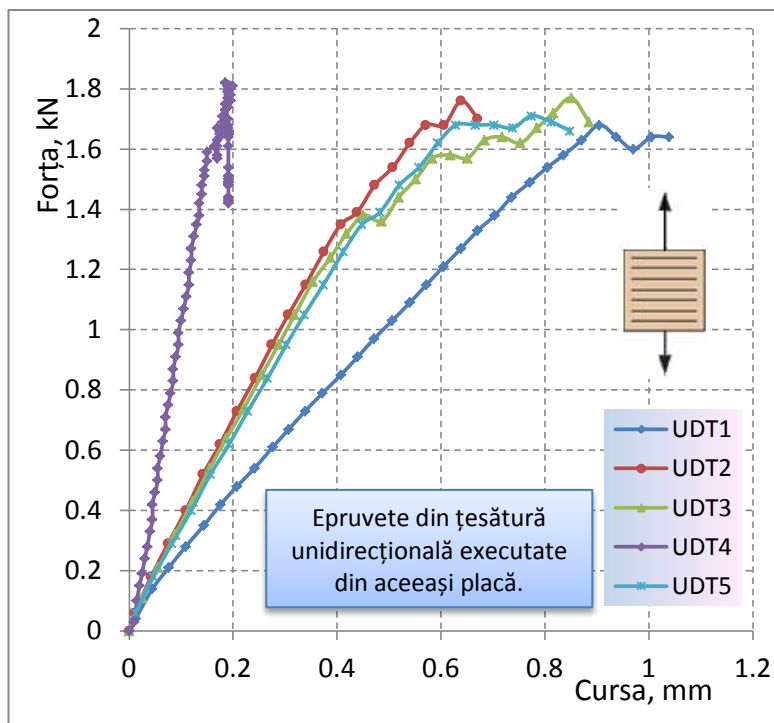


Fig. 3.10. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor solicitate perpendicular pe direcția fibrelor.

Tabelul 3.6 Rezultatele testării epruvetelor solicitate perpendicular pe direcția fibrelor

Nr. epruveta	σ_r MPa	E_{22} GPa	ε_{22}	ν_{21}
UDT1	14.751	-	-	-
UDT2	13.148	11.05	0.001169	0.0934
UDT3	14.128	10.82	0.00142	0.0916
UDT4	15.133	-	-	-
UDT5	15.331	9.016	0.00159	0.0921
Media	14.4982	10.29	0.001393	0.0924
Abaterea standard	0.88	1.1	0.000212	0.00092
Abaterea, %	6.1	10.8	15.2	1

Analiza parametrilor din tabelele 3.5 și 3.6 arată că în cazul solicitărilor pe direcția fibrelor tensiunea de rupere este de aprox. 45 de ori mai mare, modulul de elasticitate - aprox. 4 ori, iar coeficientul Poisson – de aprox. 3 ori comparativ cu solicitările pe direcția perpendiculară fibrelor. Analiza comparativă a graficelor din fig. 3.9 și 3.10 arată că forța maximă de rupere în

cazul solicitării pe direcția fibrelor este de aprox. 20 de ori mai mare decât în cazul solicitării pe direcția perpendiculară fibrelor.

Epruvetele din setul al doilea (tabelele 3.1 și 3.2), care sunt formate din țesătură cu același număr de fibre pe direcțiile x și y (bidirecțională), au fost testate doar pe o singură direcție. Solicitarea epruvetelor a fost efectuată la viteza de deplasare a mandrinei de 1,5 mm/min. Diagrama dependenței dintre forță și deplasarea mandrinei este prezentată în figura 3.11. Analiza graficelor din figura 3.11 arată că datorită uniformității țesăturii bidirecționale tensiunile de rupere au valori apropiate. În tabelul 3.7 sunt indicate constantele elastice obținute. Din cauza faptului că în timpul experimentelor doi traductori s-au defectat, în tabelul 3.6 sunt afișate rezultatele complete doar pentru trei epruvete.

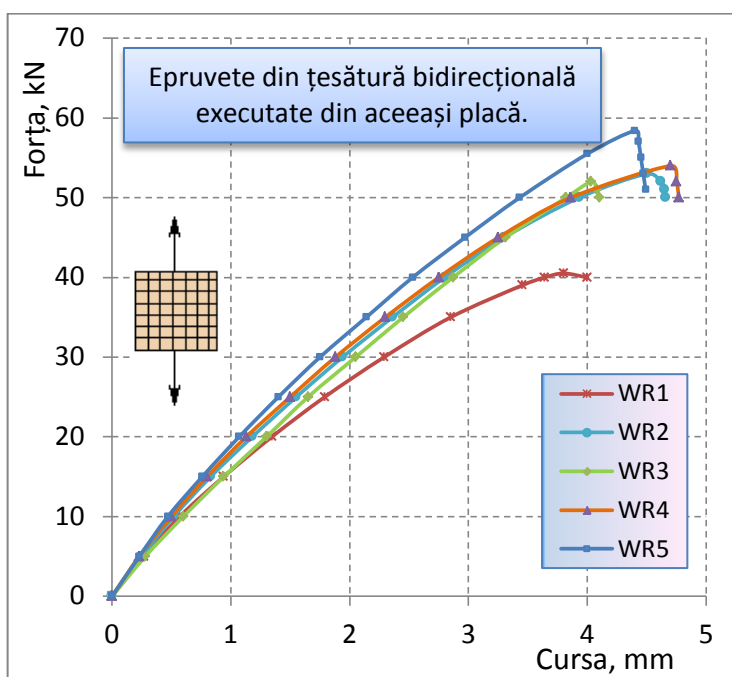


Fig. 3.11. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor formate din țesătură bidirecțională.

Rezultatele obținute pentru modulul de elasticitate pe direcția fibrelor și tensiunile de rupere au fost comparate cu datele din diagramele oferite de producătorul țesăturilor din fibre de sticlă. În figurile 3.12 și 3.13 sunt prezentate graficele dependenței modulului de elasticitate și tensiunilor de rupere de tipul țesăturii și conținutul de fibre folosite în materialul compozit. Valorile medii ale modulului de elasticitate și ale tensiunilor de rupere obținute în rezultatul testelor sunt reprezentate cu linii roșii întrerupte. Pentru materialul compozit armat cu țesătură unidirecțională tensiunile de rupere sunt mai mici cu aproximativ 7 % decât cele indicate de producător din cauza utilizării taloanelor din aluminiu care au favorizat concentrații de tensiuni. Pentru materialul compozit armat cu țesătură bidirecțională tensiunile de rupere sunt mai mari cu

20 % decât cele indicate de producător din cauza grosimii mai mari a epruvetelor față de cerințele standardului.

Tabelul 3.7 Rezultatele testării epruvetelor din țesătură bidirecțională

Nr. epruvetă	σ_r MPa	E_{11} GPa	ε_{11} %	ν_{12}
WR1	255,2	13,95	-	-
WR2	320	13,83	0,0213	0,141
WR3	326,7	13,21	0,0209	0,14
WR4	329	13,38	0,0222	0,142
WR5	343	14,71	-	-
Media	314,9	14,07	0,02147	0,141
Abaterea standard	34,4	0,62	0,00067	0,001
Abaterea, %	10,9	4,43	3,1	0,7

Testările au confirmat, într-o anumită măsură, respectarea tehnologiei de fabricare și corectitudinea efectuării experimentului. Valorile caracteristicilor mecanice și elastice obținute se încadrează în limitele prescrise de compania producătoare de țesături din fibre de sticlă.

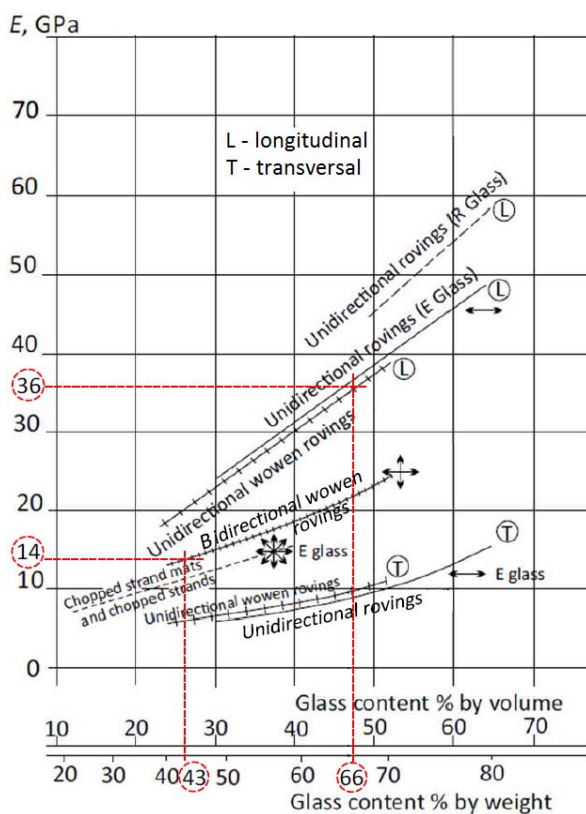


Fig. 3.12. Dependenta modului de elasticitate de gradul de armare (diagramă oferită de producătorul țesăturilor din fibre de sticlă pentru rășina poliesterică cu $\rho = 1,2 \text{ g/cm}^3$).

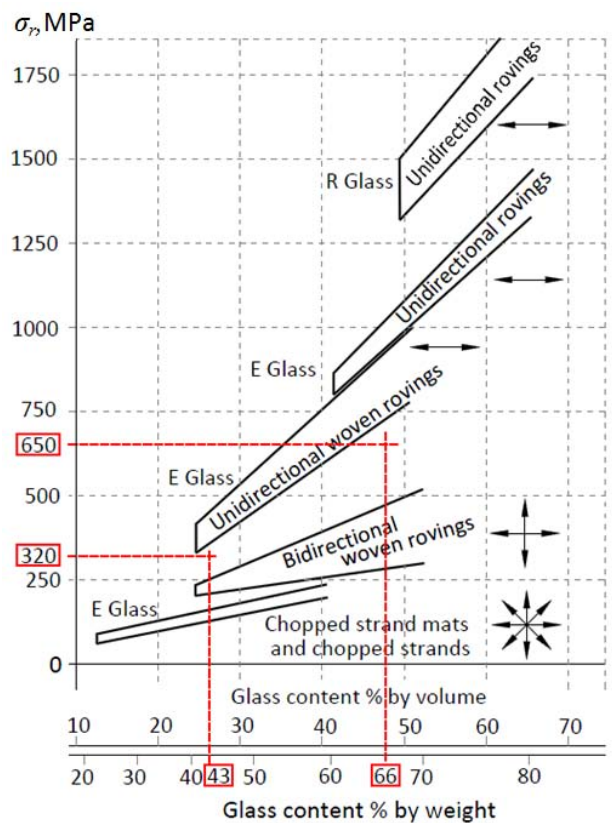


Fig. 3.13. Dependenta tensiunilor de rupere de tipul țesăturii și gradul de armare (diagramă oferită de producătorul țesăturilor din fibre de sticlă).

Este evident faptul că rigiditatea și rezistența longitudinală sunt limitate de fracția volumică de fibre obținută. Pentru formarea manuală, volumul fibrelor este limitat la 30-40%, iar utilizarea tehnologiei de laminare prin vidare, datorită faptului că aerul și excesul de compuși volatili (solvenții) sunt extrași, consolidează compozitul și permite realizarea unei fracții volumice de 50% sau mai mult.

3.3.2. Încercarea la forfecare a epruvetelor din țesătură bidirecțională

Pentru determinarea modului de elasticitate la forfecare a fost utilizată metoda *Iosipescu* care este cea mai răspândită în prezent, datorită preciziei, versatilității și simplității. Metoda utilizează epruvete plate crestate (cu secțiune predeterminată de rupere), supuse la încovoiere cu sarcini asimetrice. Epruvetele tipice au la mijloc două crestături la 90°, fiecare având adâncimea de 26% din lățimea epruvetei. În secțiunea slăbită se realizează un moment încovoietor nul și o forță tăietoare care se reduce la forfecare pură. Dimensiunile epruvetei și ale crestăturilor sunt astfel alese, încât tensiunea tangențială să fie cât mai uniformă în secțiunea slăbită, figura 3.14.

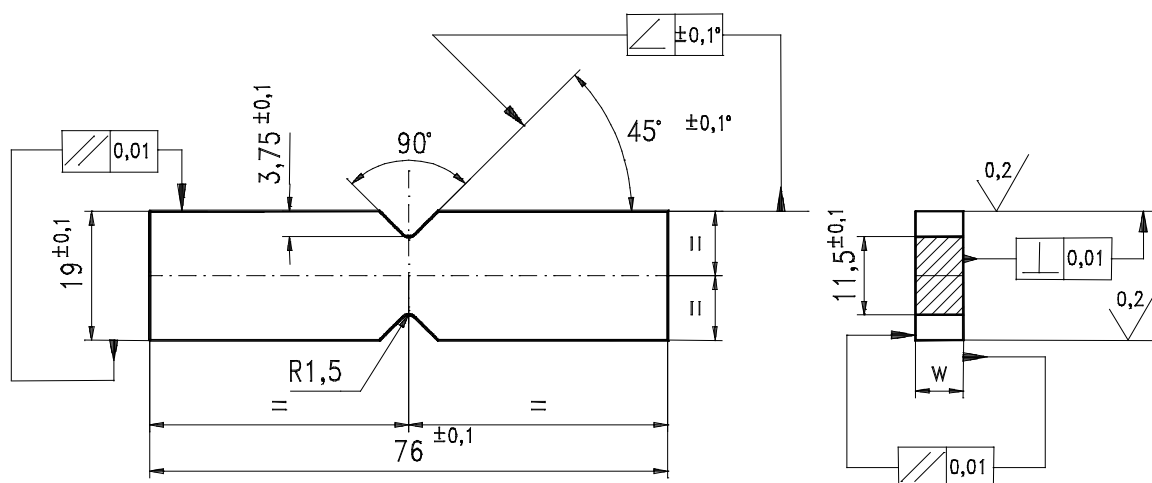


Fig. 3.14. Dimensiunile epruvetei de forfecare și indicațiile de execuție recomandate de ASTM D 5379-93, pentru a asigura precizia măsurătorilor tensometrice.

Pentru determinarea valorii medii a alunecării în secțiunea slăbită a epruvetei se lipește un traductor special de tip rozetă (figura 3.15), care folosește efectul de integrare:

$$\bar{\gamma}_{12} = \varepsilon_{+45} - \varepsilon_{-45}. \quad (3.12)$$

Tensiunea tangențială medie $\bar{\tau}_{xy}$ se determină ca raportul dintre forța tăietoare și aria secțiunii slăbite (din dreptul crestăturilor):

$$\bar{\tau}_{12} = \frac{T}{A_S}. \quad (3.13)$$

Modulul de elasticitate se determină din legea lui *Hooke*, scrisă pentru valorile medii [76]:

$$G_{12} = \frac{\bar{\tau}_{12}}{\bar{\gamma}_{12}}. \quad (3.14)$$

Dispozitivul Iosipescu, folosit pentru testarea materialelor compozite, este prezentat în figura 3.16.

În figura 3.17 este prezentată dependența dintre forță și cursa mandrinei care a fost setată la viteza de deplasare de 2 mm/min. Două epruvete, pe care au fost lipiți traductori, n-au fost solicitate până la cedare. În diagramă se observă că curbele lor se întrerup mai devreme. Pentru a determina rezistența la forfecare a stratificatului, trei epruvete au fost solicitate până la rupere care a avut loc la valoarea forței $F = (6,8 - 8,5)$ kN.

Diagrama „tensiuni – deformații” obținută la solicitarea epruvetelor la forfecare este prezentată în figura 3.18 a. În diagramă se observă comportamentul nelinier pronunțat al materialului la forfecare [77]. Pentru determinarea modulului de elasticitate la forfecare standardul recomandă utilizarea valorilor deformațiilor specifice cuprinse între 1500 – 4000 $\mu strain$ (micro-deformații, $\varepsilon \cdot 10^6$) [78].

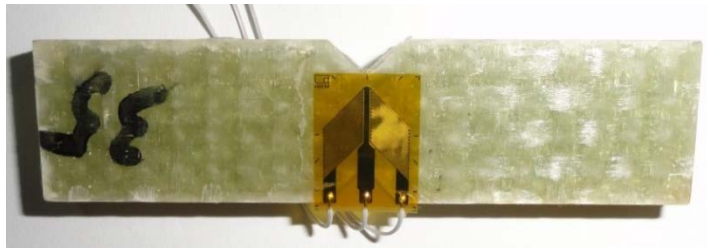


Fig. 3.15. Epruvetă pentru încercarea la forfecare.

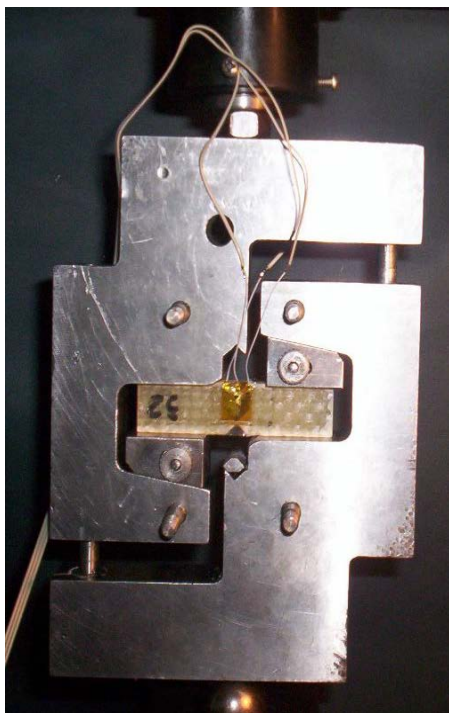


Fig. 3.16. Dispozitivul și epruveta Iosipescu montate pe mașina de încercări.

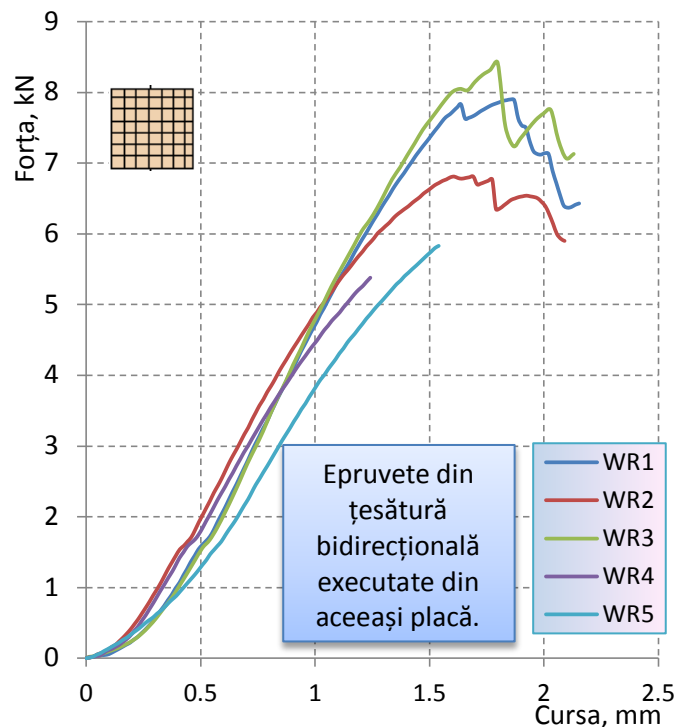


Fig. 3.17. Dependenta dintre cursă și forță în cazul epruvetelor formate din țesătură bidirecțională.

În cazul dat modulul de elasticitate la forfecare a fost determinat folosind valorile deformațiilor specifice cuprinse în limitele 1500 – 5500 $\mu strain$. În figura 3.18 b este prezentată caracteristica de forfecare în zona inițială (zona de comportament liniar).

În tabelul 3.8 sunt indicate rezultatele testării la forfecare. Dat fiind faptul că măsurările cu traductori s-au făcut doar pe două epruvete, pentru verificarea rezultatelor obținute acestea au fost comparate cu rezultatele testelor efectuate de către Sandia National Laboratories [78]. A fost selectat un material compozit din țesătură din fibre de sticlă din baza de date publică care are proprietăți foarte apropiate de materialul studiat. Modulul de elasticitate la forfecare este de 3,9 GPa, iar rezistența la forfecare – 62,5 MPa.

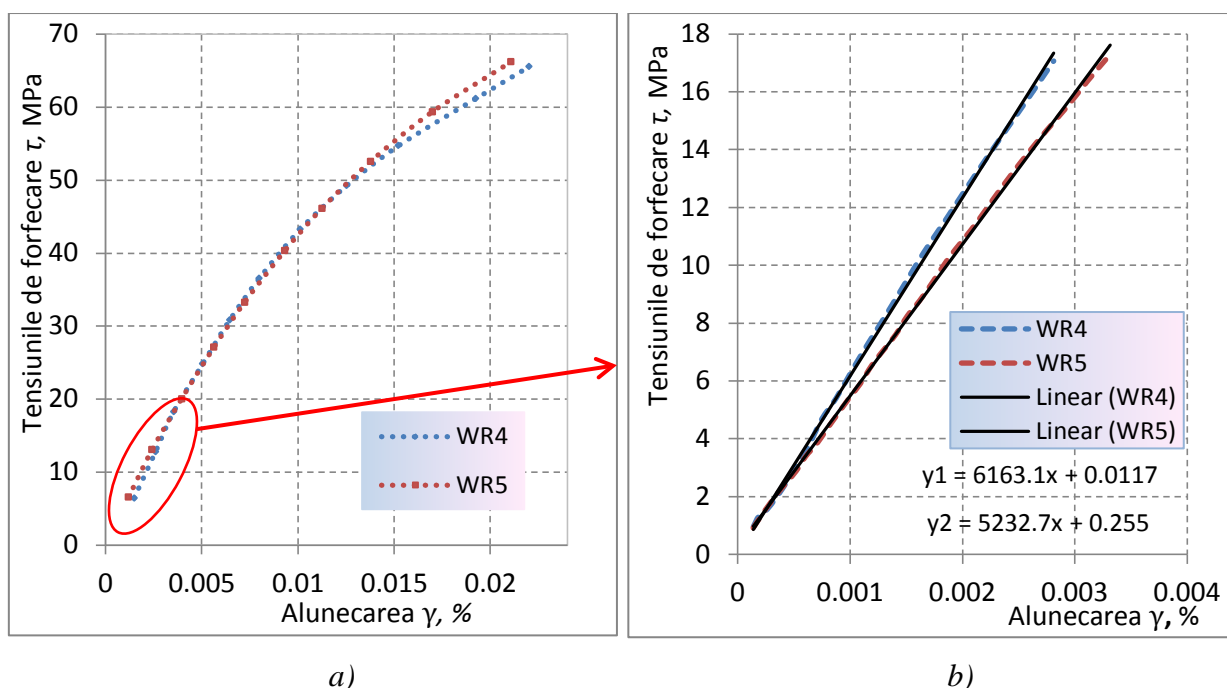


Fig. 3.18. Diagrama „tensiuni – deformații”: a – curba de forfecare; b - caracteristica de forfecare în zona inițială.

Tabelul 3.8 Rezultatele testării la forfecare a epruvetelor din țesătură bidirecțională

Nr. epruvetă	τ_{r12} MPa	G_{12} GPa	$\Delta\gamma_{12}$ %
WR1	87	-	-
WR2	84	-	-
WR3	83	-	-
WR4	-	3.99	0.021
WR5	-	4.58	0.0192
Media	84.6	4.28	0.0201
Abaterea standard	1.7	0.295	0.0009
Abaterea, %	2.0	6.88	4.47

3.3.3. Corelarea rezultatelor testelor cu rezultatele analizei cu elemente finite a epruvetelor

Testările reale ale epruvetelor au fost simulate în programul de analiză cu elemente finite ANSYS. Această validare a programului este necesară pentru a avea încredere mai mare în rezultatele simulărilor ulterioare ale palei modelate din materialele compozite testate [79].

În metodologia de calcul a matricei de rigiditate a elementului finit sunt considerate următoarele ipoteze referitoare la material [80]:

- fiecare lamină se modelează sub forma unui mediu continuu, liniar elastic. Teoria nu include fisurile, golurile de aer etc;
- laminele aflate în componența stratificatelor sunt ortotrope, paralele și perfect lipite între ele;
- fibrele nu se examinează izolat de matrice și nici stratul de adeziv (efectele de interfață se neglijează), până la delaminare îmbinările se consideră ideale;
- straturile individuale sunt lipite ideal unul de celălalt. La solicitări nu apar alunecări relative;
- materialele se comportă liniar, ideal elastic, adică pentru fiecare strat individual sunt valabile legile elasticității liniare.

Toate constantele elastice determinate experimental au fost introduse în program ca date de intrare. Modelarea arhitecturii materialului compozit din epruvete a fost efectuată cu ajutorul programului special ANSYS Composite PrepPost (ACP) [81]. Până la apariția programului dedicat ACP, modelările și simulările epruvetelor din materiale compozite au fost efectuate în programul ANSYS Parametric Design Language (APDL) care dispune de posibilități foarte limitate în acest sens. În lucrările [82 – 84] sunt prezentate unele rezultate ale simulării epruvetelor.

Pentru discretizarea modelelor de epruvete a fost utilizat elementul finit de tip înveliș SHELL181 cu patru noduri (figura 2.17). Prin câteva simulări prealabile au fost stabilite dimensiunile potrivite ale elementului finit la care rezultatele simulării converg. În cazul solicitării la întindere dimensiunile elementului finit sunt 2,5x2,5 mm. Pentru solicitarea la forfecare dimensiunile elementului finit sunt 0,4x0,4 mm.

Modelul discretizat cu elemente finite și modul de solicitare la tracțiune a epruvetei sunt prezentate în figura 3.19 *a*. Distribuția tensiunilor în epruvetă este prezentată în figura 3.19 *b*. Valoarea maximă a tensiunilor echivalente Von Mises se obține în apropierea zonei de fixare a epruvetei în mandrină, unde există o zonă de concentrator. În această zonă (zona de rupere), figura 3.19 *c*, tensiunile și deformațiile sunt cu 10% mai mari. Conform figurii 3.8, pentru majoritatea epruvetelor cedarea materialului are loc anume în acel loc.

Rezultatele analizei cu elemente finite au fost introduse în diagramele construite în baza testelor reale, figura 3.20.

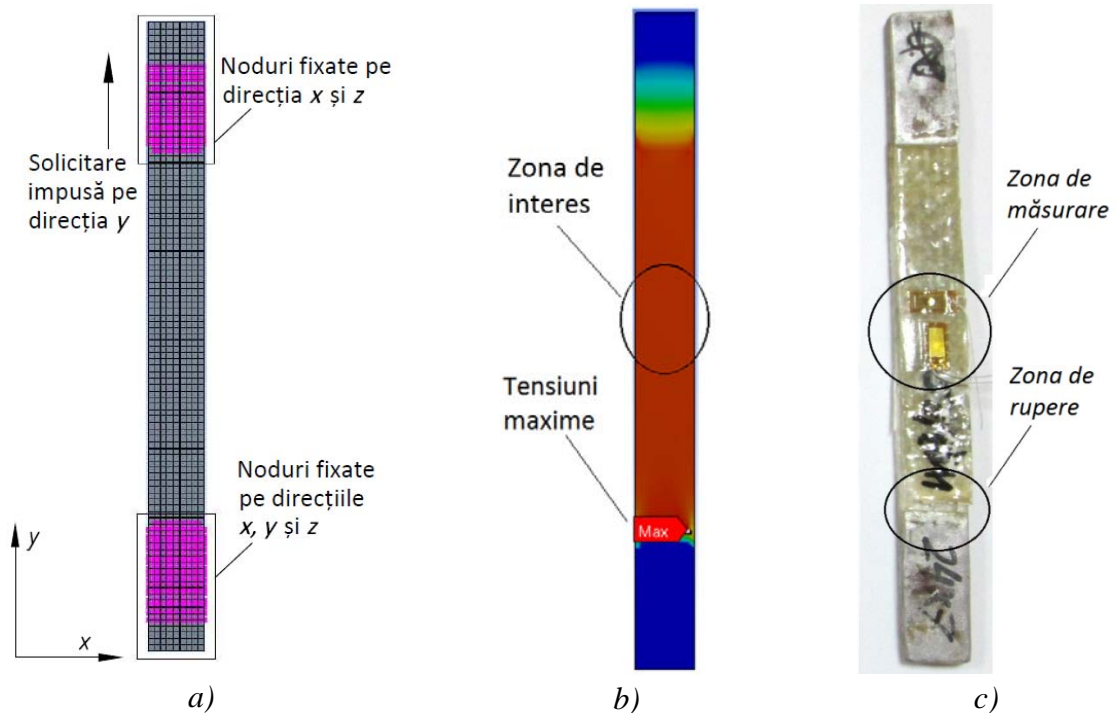


Fig. 3.19. Simularea solicitării la tracțiune a epruvetei: *a* – condițiile la limită ale modelului discretizat; *b* – distribuția tensiunilor; *c* – epruveta testată

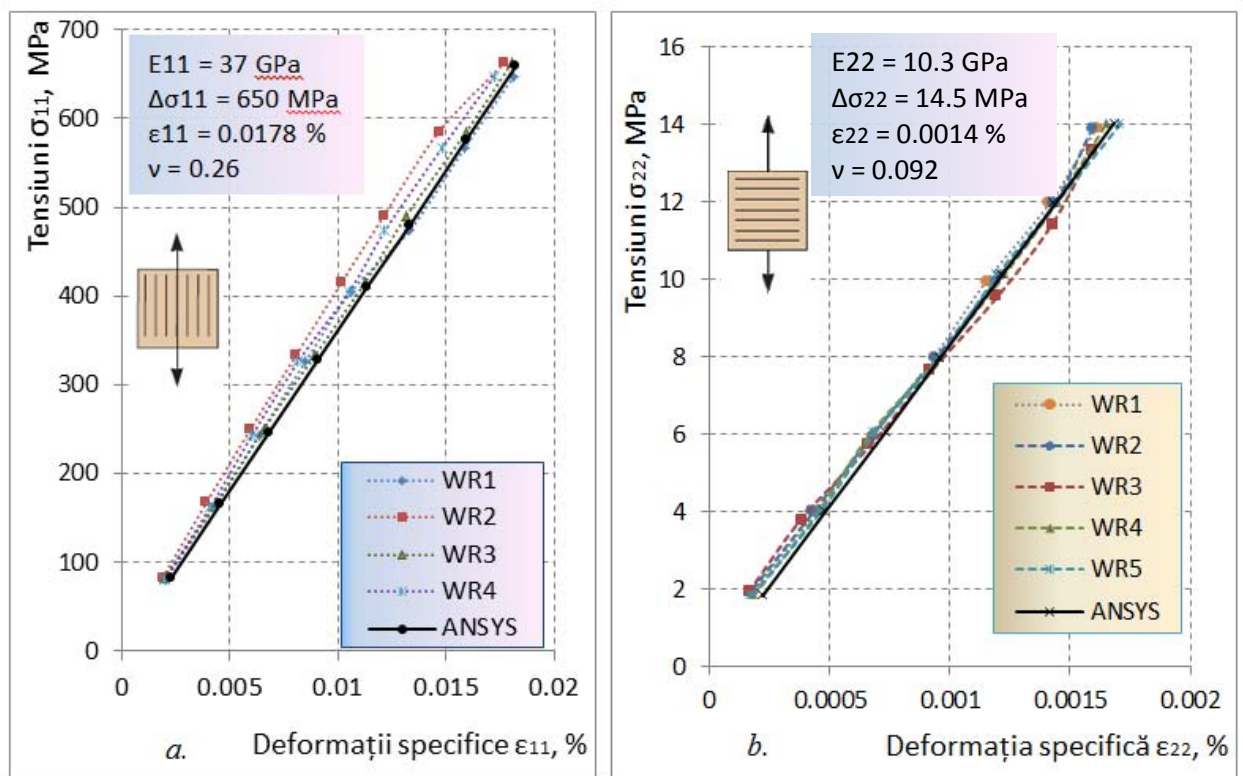


Fig. 3.20. Diagramele „tensiuni – deformații”:
a – solicitarea epruvetelor pe direcția fibrelor;
b – solicitarea pe direcția perpendiculară fibrelor.

Abaterile care se observă în diagrama din figura 3.20 *a* sunt legate de deosebirea dintre modul de fixare a epruvetei. În modul experimental fixarea se face pe contur (în mandrină), iar în modelul numeric fixarea epruvetei este pe toată secțiunea.

Pentru aceste epruvete cu armare unidirecțională a fost efectuată și o verificare la încovoiere (încercare cu dinamometrul apoi simulare numerică) care este prezentată detaliat în lucrarea [85].

Rezultatele analizei cu elemente finite a epruvetelor din țesătură bidirecțională au fost introduse în diagrama construită în baza testelor reale, figura 3.21. Din cauza faptului că în timpul experimentelor doi traductori s-au defectat și au înregistrat date eronate, în diagramă sunt afișate rezultatele doar pentru trei epruvete. Pentru țesătura bidirecțională, după cum se vede în diagramă, rezultatele corelează excelent.

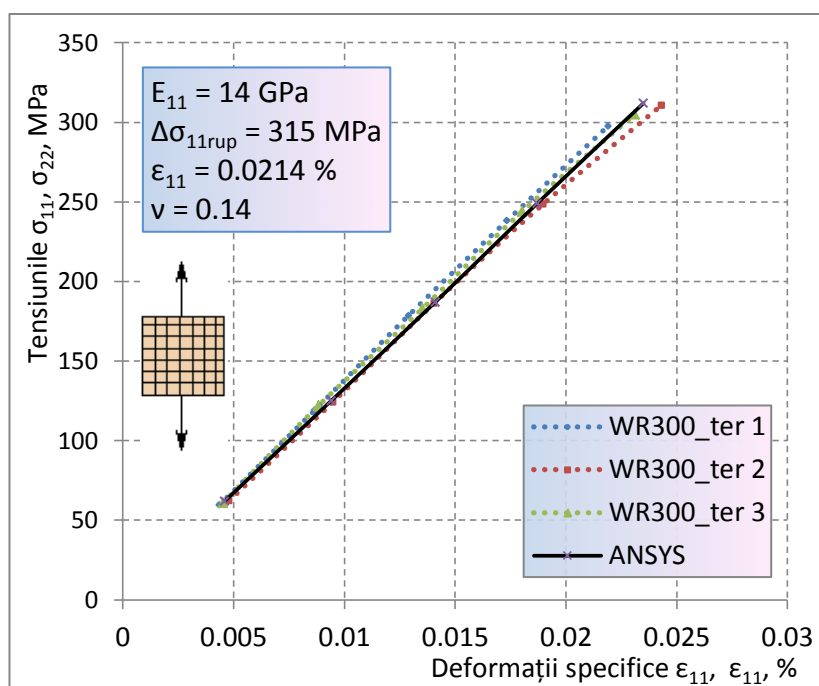


Fig. 3.21. Diagrama „tensiuni – deformații” obținută la solicitarea epruvetelor formate din țesătură bidirecțională.

Modelul discretizat în elemente finite și modul de solicitare la forfecare a epruvetei sunt prezentate în figura 3.22 *a*. Condițiile la limită ale modelului epruvetei au fost setate ținându-se cont și de recomandările din lucrarea [86].

Distribuția tensiunilor în epruvetă este prezentată în figura 3.22 *b*. Au fost considerate tensiunile de forfecare și deformațiile de alunecare din cadrul zonei de măsurare a traductorului. Diagrama comparativă cu rezultatele suprapuse ale analizei cu elemente finite și cele ale testelor este ilustrată în figura 3.23. Epruvetele solicitate la forfecare au un comportament neliniar după aproximativ 10 – 12 % din deformația specifică (alunecare). Curba obținută în baza analizei cu elemente finite este liniară și nu corelează pe tot domeniul de solicitare cu curbele experimentale

din cauza faptului că a fost efectuată simularea care nu consideră comportamentul neliniar al materialului.

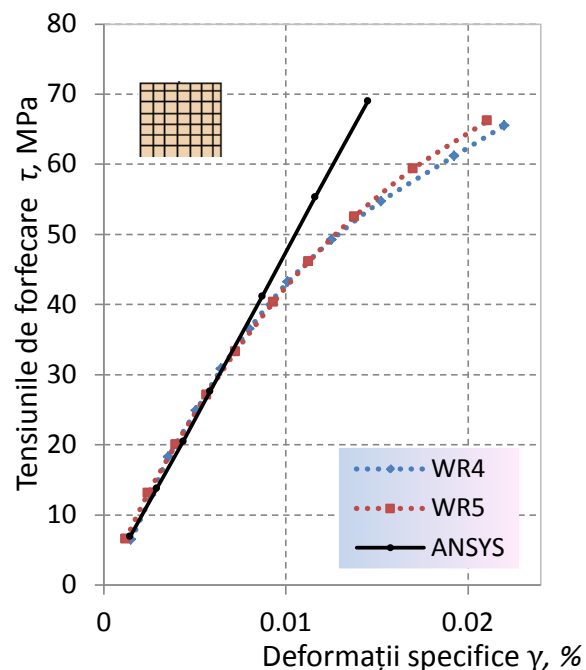
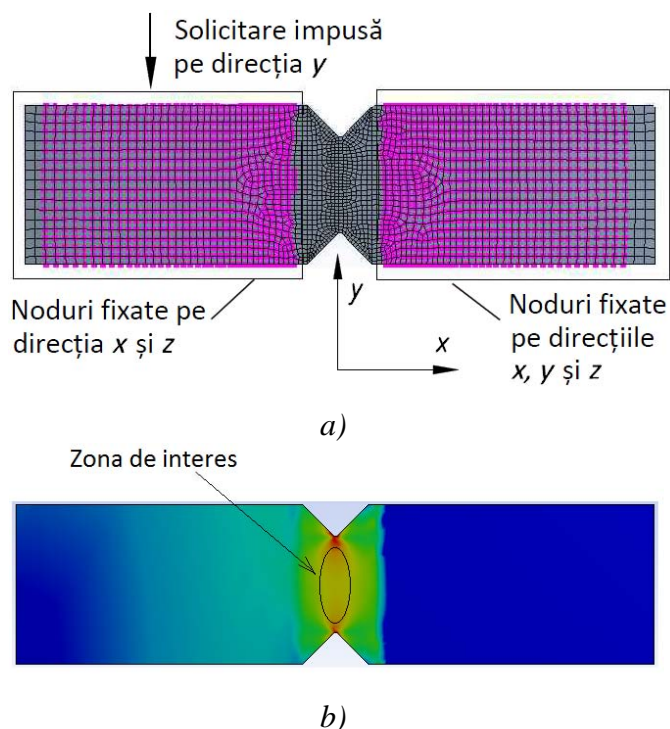


Fig. 3.22. Simularea solicitării la forfecare a epruvetei: a – condițiile la limită ale modelului discretizat; b – distribuția tensiunilor.

Fig. 3.23. Diagrama „tensiuni – deformații” obținută la solicitarea epruvetelor la forfecare.

3.4. Concluzii la capitolul 3

Utilizând tehnologia de fabricare prin metoda formării prin transfer de rășină în vid (VARTM) conform cerințelor înaintate, au fost obținute epruvete de o calitate bună cu un conținut de fibre după masă de aproximativ 66 % pentru stratificatul armat unidirecțional și de 43 % pentru stratificatul armat bidirecțional.

În baza testelor prin metoda tensometriei electrice rezistive au fost determinate caracteristicile elastice și mecanice principalele ale materialelor compozite, care sunt utilizate în construcția palei. Compararea rezultatelor testelor la tracțiune cu datele din diagramele oferite de producătorul țesăturilor din fibre de sticlă indică următoarele concluzii:

- modulul de elasticitate E indică o concordanță foarte bună;
- tensiunile de rupere σ_r din epruvetele cu țesătură unidirecțională sunt mai mici cu aproximativ 7 % decât cele indicate de producător din cauza utilizării taloanelor din aluminiu care au favorizat concentrații de tensiuni; pentru epruvetele din țesătură

bidirecțională tensiunile de rupere sunt mai mari cu 20 % decât cele indicate de producător din cauza grosimii mai mari a epruvetelor față de cerințele standardului.

Rezultatele testelor la forfecare pentru epruvetele din țesătură bidirecțională au fost comparate cu rezultatele testelor efectuate de către *Sandia National Laboratories* și indică o concordanță foarte bună.

- La solicitarea epruvetelor executate din țesătură unidirecțională pe direcția fibrelor forța maximă la tracțiune depășește de 20 de ori valoarea obținută la solicitarea pe direcție perpendiculară fibrelor;
- La solicitarea epruvetelor executate din țesătură bidirecțională forța maximă la tracțiune depășește de 1,9 ori valoarea maximă obținută la solicitarea epruvetelor executate din țesătură unidirecțională
- Analiza rezultatelor încercării la forfecare au arătat că materialele compozite bidirecționale lucrează mai prost la forfecare. Forța maximă de tăiere este de apr. 8,4 kN, ceea ce este de apr. 7 ori mai mică decât forța de rupere (= 58 kN).
- Constantele elastice obținute în rezultatul testelor au fost utilizate pentru validarea metodei de analiză cu elemente finite a stratificatelor din materiale compozite. Astfel, în baza simulării numerice a testelor reale s-a obținut o corelare foarte bună pentru toate epruvetele în diagramele *tensiuni – deformații specifice* (abateri de maxim 5%).

4. ARGUMENTAREA STRUCTURII DE REZISTENȚĂ A PALEI AERODINAMICE PENTRU TURBINA EOLIANĂ DE 10 kW

Acest capitol este dedicat analizei rezistenței palei aflată sub acțiunea sarcinilor de lucru pentru turbinele eoliene cu puterea de 10 kW, elaborate la UTM cu participarea autorului. Se propune un prototip nou de pală din materiale compozite cu design aerodinamic și structural optimizat [87].

Pala cu un design de succes trebuie să satisfacă o gamă largă de condiții, dintre care unele se află în conflict [88]. Aceste condiții pot fi rezumate după cum urmează:

- maximizarea producției anuale de energie pentru viteza specificată a vântului;
- rezistența la oboseală și la sarcini extreme;
- limitarea încovoierii palei pentru evitarea coliziunii cu turnul;
- evitarea rezonanței;
- minimizarea masei și costului.

Procesul de proiectare a palei poate fi împărțit în două etape: designul aerodinamic, în care condițiile *a* și *b* sunt îndeplinite, și designul structural [89]. Designul aerodinamic presupune determinarea geometriei optime a suprafeței exterioare a palei sub aspectul eficienței de conversie a energiei vântului. Aici se determină geometria palei, definită de un profil aerodinamic și coardă, care sunt dimensionate și poziționate conform anumitor calcule. Designul structural include determinarea secțiunii transversale structurale sau a lonjeronului și alegerea materialului palei, care satisfac condițiile *c* – *e*. Etapele de elaborare a modelului palei sunt prezentate schematic în figura 4.1.

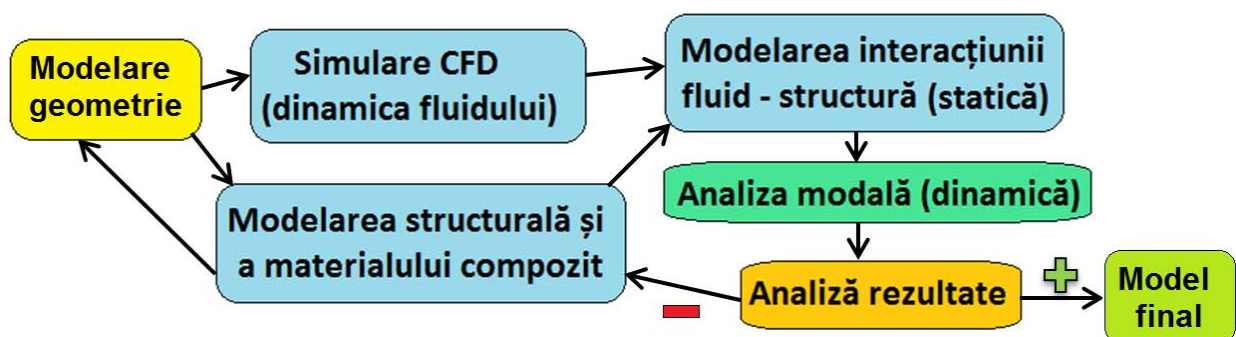


Fig. 4.1. Schema de elaborare a modelului palei

Deoarece simularea computațională presupune reproducerea matematică a comportamentului unui sistem fizic, primul pas pentru demararea studiului preconizat este elaborarea modelului matematic tridimensional (3D) al palei conform metodelor și cerințelor expuse în literatura de specialitate. În acest scop, va fi utilizată aplicația CAD (Computer-Aided Design) SolidWorks. Apoi, cu ajutorul programului de analiză cu elemente finite ANSYS va fi

efectuată simularea numerică din cadrul dinamicii fluidelor asistate de calculator CFD cu scopul determinării forțelor generate de fluid care acționează asupra ei. Totodată, va fi modelată arhitectura preliminară a structurii de rezistență a palei din material compozit. În continuare urmează modelarea interacțiunii fluidului cu structura palei prin transferarea forțelor aerodinamice din modulul CFD în modulul de analiză a structurilor.

În baza acestor simulări va fi elaborată o arhitectură optimă a materialului compozit care să asigure rezistența palei conform anumitor criterii. Totodată, va fi efectuată analiza modală a palei pentru verificarea formelor oscilațiilor armonice și a frecvențelor proprii și construită diagrama Campbell pentru rotor.

4.1. Turbina eoliană elaborată la Universitatea Tehnică a Moldovei

Turbinele eoliene cu servomotor au capacitate de urmărire a direcției vântului și scoatere a rotorului cu trei pale de sub acțiunea vântului la viteze care depășesc valorile admisibile de lucru (≈ 15 m/s). În fig. 4.2 este prezentată una din turbinele elaborate la Universitatea Tehnică a Moldovei, instalată în parcul-muzeu al tehnicii din sectorul Râșcani, Chișinău [90, 91, 92].

Tabelul 4.1. Parametrii constructivi și funcționali ai turbinei eoliene elaborată la Universitatea Tehnică a Moldovei.


	Diametrul rotorului	8.6 m
	Aria baleiată	58 m ²
	Numărul de pale	3
	Profilul secțiunii palei	NACA 4424 NACA 2618
	Puterea nominală la viteza vântului de 11 m/s	10 kW
	Orientarea la vânt	cu servomotor
	Poziționarea palelor	fixă
	Viteza vântului de demarare	2 m/s
	Viteza vântului de calcul	11 m/s
	Generator	trifazat cu magneți permanenți cu rotor inversat
	Acționarea generatorului	directă
	Frecvența turației	160 min ⁻¹
	Materialul palelor	Rășină poliesterică armată cu fibre de sticlă
	Masa turbinei	392 kg
	Turn cilindric modular	12, 16, 18 m
Baterie de acumuloare	12 V, 200 Ah x 20	

Fig. 4.2. Turbina eoliană cu servomotor, elaborată la Universitatea Tehnică a Moldovei

În tabelul 4.1 sunt prezentați parametrii constructivi și funcționali ai turbinei. Atât orientarea rotorului la direcția vântului cât și scoaterea acestuia de sub acțiunea curenților de aer se efectuează prin intermediul unui dispozitiv denumit servomotor, care asigură legătura cinematică a gondolei cu turnul și este comandat de un traductor electronic cu giruetă și anemometru. Poziționarea unghiulară a rotorului se asigură prin întârzierea cu un anumit interval de timp a comutării servomotorului după acțiunea rafalei de vânt într-o direcție sau alta. Durata re poziționării rotorului cu pale perpendicular pe vectorul vitezei fluxului de aer a fost determinată de dinamica schimbării vectorului vitezei fluxului de aer specific caracteristicilor vântului din Republica Moldova.

4.2. Modelarea numerică a interacțiunii forțelor generate de fluid asupra suprafeței palei cu design aerodinamic optimizat

Pentru determinarea forțelor generate de fluid care acționează asupra palei în condiții extreme de funcționare se propune efectuarea simulărilor numerice din cadrul dinamicii fluidelor asistate de calculator (CFD). Simulările din cadrul CFD ale palei aerodinamice au fost efectuate utilizând platforma *Workbench* care unifică produsele pachetului software ANSYS [93-96]. Simularea standard CFD constă din următoarele etape:

1. *Geometry* – realizarea modelului geometric al sistemului analizat și adaptarea geometriei pentru CFD;
2. *Mesh* – discretizarea domeniului fluid în elemente (volume) finite prin generarea rețelei de calcul;
3. *Setup* – definirea proprietăților de material pentru fluid, aplicarea condițiilor inițiale și la limită, selectarea ecuațiilor de curgere, a modelelor de turbulență și a schemelor numerice;
4. *Solution* – selectarea algoritmului de calcul, fixarea parametrilor acestuia, rezolvarea numerică a ecuațiilor de curgere până la atingerea criteriilor de convergență, controlul procesului de calcul și obținerea soluției. Procesul de calcul poate fi realizat în serie sau în paralel, fie pe mai multe nuclee ale aceluiași calculator, fie într-o rețea de calculatoare.
5. *Results* - prelucrarea rezultatelor, incluzând calculul matematic al variabilelor de interes vizualizarea și exportarea lor.

Etapetele 1-3 se mai numesc etape de preprocesare, iar etapa 5 este cunoscută ca etapa de postprocesare. Geometria rotorului a fost creată cu programele *SolidWorks* și *DesignModeler*. Generarea rețelei de calcul s-a efectuat cu programul ICEM CFD. Etapele *Setup*, *Solution* și *Results* au fost implementate în programul CFX.

4.2.1. Determinarea parametrilor profilului aerodinamic

Pentru a descrie geometria generală a palei au fost efectuate o serie de măsurări. Mai întâi au fost determinate dimensiunile generale ale palei și stabilite coordonatele secțiunilor care descriu geometria palei pe întreaga lungime. Apoi de-a lungul ei au fost instalate 6 dispozitive speciale (figura 4.3), cu ajutorul cărora au fost create clișeele profilelor aerodinamice ale palei. Constructiv, fiecare dispozitiv este constituit din două plăci din placaj (una superioară și alta inferioară) care, asemenea unor plane, ar secționa pala perpendicular pe axa ei longitudinală. Jocul dintre plăci și suprafața palei a fost rostuit cu gips. După solidificarea gipsului, dispozitivele au fost demontate și asamblate din nou în afara palei, obținând-se astfel clișeele secțiunilor ei aerodinamice, care au fost imprimate ulterior pe hârtie milimetrică (figura 4.4) și reproduse în format electronic. Totodată, a fost determinată masa palei, care este de 29 kg, și grosimea stratificatului de material compozit de la baza palei, care este de 8 mm.



Fig. 4.3. Dispozitive speciale de creare a clișeelelor profilelor aerodinamice ale palei.

Pentru modelarea tridimensională a unei pale cu profil aerodinamic pentru turbine eoliene cu ax orizontal este necesară, mai întâi, determinarea anumitor parametri geometrici. În primul rând împărțim pala în 5 – 6 secțiuni echidistante (pentru o precizie mai mare pot fi utilizate mai multe secțiuni). Dacă privim rotorul în ansamblu și în rotație, aceste secțiuni vor forma niște inele concentrice. Fiecare secțiune a palei reprezintă un profil aerodinamic care are niște parametri geometrici cum ar fi tipul profilului, coarda profilului și unghiul de poziționare față de planul de rotație. Acești parametri sunt dictați de eficiența aerodinamică a rotorului eolian și sunt explicați mai detaliat în manualele [6, 7, 15].

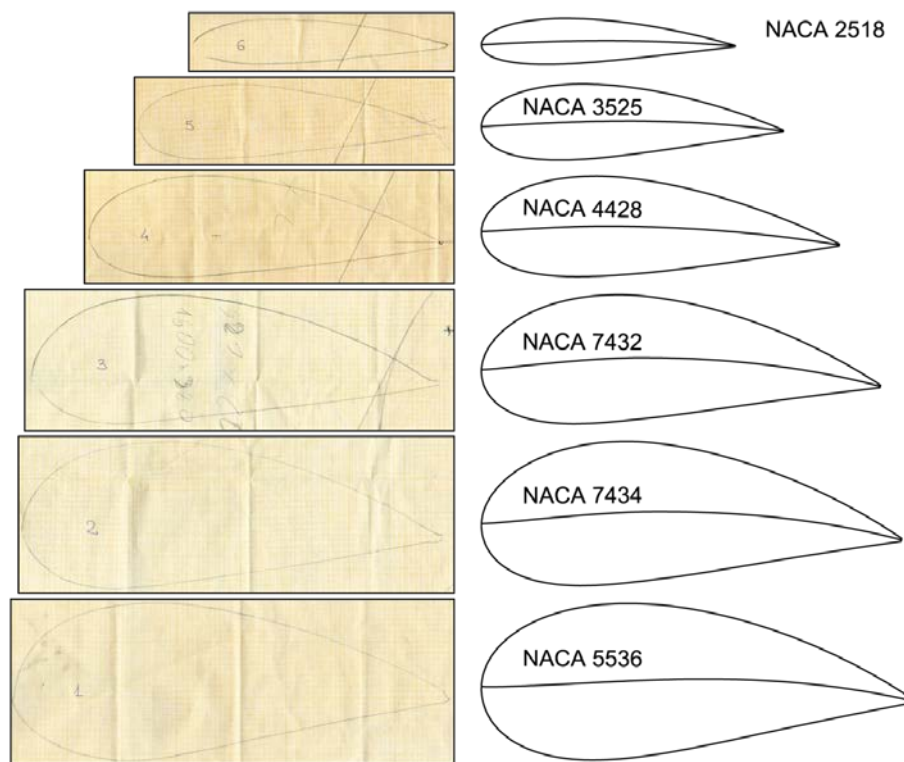


Fig. 4.4. Profilele aerodinamice ale palei, transpuse pe hârtie milimetrică.

Pentru estimarea performanțelor aerodinamice ale profilelor din construcția palei a fost utilizată aplicația *JavaFoil* [97]. *JavaFoil* este un program relativ simplu, care utilizează următoarele metode tradiționale de analiză a profilelor aerodinamice:

- Analiza fluxului potențial se efectuează cu ajutorul metodei *panel* de ordin superior (variația liniară de distribuție a vorticității). Având un set de coordonate ale profilelor aerodinamice, aplicația calculează viteza de curgere locală a fluxului nevâscos de-a lungul suprafeței profilului aerodinamic pentru orice unghi de atac.
- Modulul de analiză a stratului limită de-a lungul suprafeței superioare și inferioare ale profilului aerodinamic, pornind de la punctul de stagnare. Acest modul rezolvă un set de ecuații diferențiale pentru a găsi diferiți parametri ai stratului limită [97]. Este așa numita metodă *integrală*.

Caracteristicile de performanță aerodinamică ale unui profil aerodinamic sunt reprezentate de coeficienții de portanță C_l și de rezistență la înaintare C_d . Raportul acestor coeficienți are valori maxime doar la un unghi de atac optim al profilului. În figura 4.5. sunt indicate diagramele caracteristicilor de performanță aerodinamică ale profilului din secțiunea cea mai solicitată a palei pentru $Re = 10^6$. Din diagrama prezentată în figura 4.5, *b* se poate observa că performanța aerodinamică maximă poate fi obținută la un unghi de atac $\alpha = 7 - 8^\circ$.

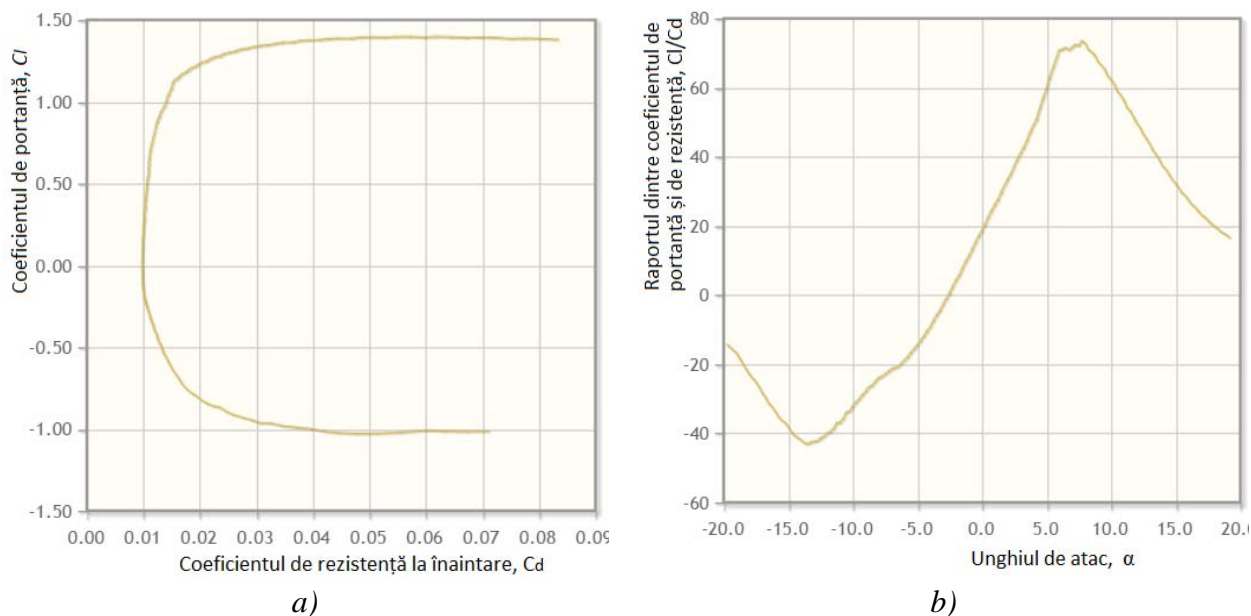


Fig. 4.5. Caracteristicile de performanță aerodinamică ale profilului din secțiunea cea mai solicitată a palei pentru $Re = 10^6$: *a* - coeficientul de portanță C_l și de rezistență la înaintare C_d ; *b* – raportul dintre coeficientul de portanță și de rezistență la înaintare funcție de unghiul de atac

4.2.2. Determinarea parametrilor geometrici optimi ai palei și crearea modelului 3D

Metodele de proiectare a palelor pentru turbinele eoliene au fost împrumutate din domeniul proiectării aeronavelor. Însă condițiile de curgere pe care o turbină eoliană le întâmpină sunt destul de diferite de cele care acționează pe o aripă cu mișcare liniară. Prin urmare, multe ipoteze făcute în aerodinamica aparatelor de zbor nu pot fi aplicate câmpului de curgere a fluidului în jurul unei turbine eoliene. Aceasta din urmă este nestaționar, tridimensional, turbulent, aproximativ incompresibil și deseori separat de conturul de curgere. Aerodinamica unei turbine eoliene este influențată de condițiile de câmp îndepărtate din aval și din amonte de rotor. De asemenea, o influență importantă o au condițiile de curgere turbulentă la scară mică în jurul palelor. Acest lucru implică necesitatea unui domeniu de simulare mare precum și o rezoluție spațială fină. O analiză completă CFD care ia în considerare toate efectele enumerate necesită timp și resurse de calcul mari. Din acest motiv a fost utilizată *Metoda elementului de pală* „*Blade Element Momentum method*” (BEM) pentru proiectarea parametrilor palei și pentru a prezice eficiența rotorului cu ax orizontal [6, 7]. Această metodă este folosită pe larg în domeniul construcției turbinelor pe lângă metodele CFD și modele vortex care sunt mai populare în mediile de cercetare. Principalul avantaj al modelului BEM comparativ cu metoda CFD este simplitatea în aplicare și timpul de calcul semnificativ mai mic. Predicția performanței turbinelor eoliene, care funcționează într-un câmp de vânt cu variabil complică aplicarea metodei BEM,

care presupune un câmp de vânt în stare de echilibru. Modelul BEM, care este, de fapt, o metodă bidimensională extrapolată în 3D implică corecții semi-empirice, derivate din corelații cu măsurători sau calcule CFD complete pentru a ține cont de efectele tridimensionale. Metoda BEM oferă posibilitatea unei analize prealabile și la costuri reduse de calcul pentru cele mai multe necesități și inexactități. Practic, toate rotoare moderne ale turbinelor cu ax orizontal au fost proiectate folosind acest model.

În continuare sunt prezentate expresiile matematice de calcul a parametrilor geometrici ai palei fiind folosită metoda BEM cu ajutorul programului *Mathcad*. Astfel, lungimea palei a fost împărțită în 10 segmente și pentru fiecare secțiune transversală a fost calculată lungimea corzii profilului aerodinamic și unghiul optim de instalare al lui. Determinarea acestor parametri cu ajutorul relațiilor (4.1) și (4.2) este necesară pentru a obține o pală cu geometrie optimă care va permite pornirea turbinei la viteze ale vântului mai mici. De fapt, în acest calcul se urmărește păstrarea unghiului de atac α optim în fiecare secțiune pe toată lungimea palei, figura 4.7. În tabelul 4.2 sunt prezentați parametrii necesari pentru inițierea calculului.

Tabelul 4.2. Parametri necesari

Date inițiale					
Rapiditatea λ	Coeficientul de portanță C_L	Unghiul de atac al profilului α , <i>grade</i>	Numărul de pale i	Raza rotorului R, m	Lungimea unui segment de pală r, m
6,4	1.2	8	3	4	0,1R

Determinarea lungimii corzii profilului aerodinamic pentru fiecare secțiune:

$$c(r) := \frac{16\pi R p}{9 \cdot i \cdot C_L \cdot r \cdot \lambda^2} \quad (4.1)$$

Determinarea unghiului de instalare (de răsucire) al palei pentru fiecare secțiune:

$$\beta(r) := \frac{2}{3\lambda \cdot r} - \alpha \quad (4.2)$$

În figura 4.6. este ilustrată variația lungimii corzii profilului aerodinamic funcție de raza palei pentru fiecare secțiune. După cum se observă în figura 4.6 lungimea corzii profilului aerodinamic este foarte mare la baza palei din cauza vitezei mici a secțiunilor apropiate de axa de rotație. În modelul final al palei lungimile secțiunilor profilului aerodinamic de la baza palei se micșorează din motive tehnologice și economice.

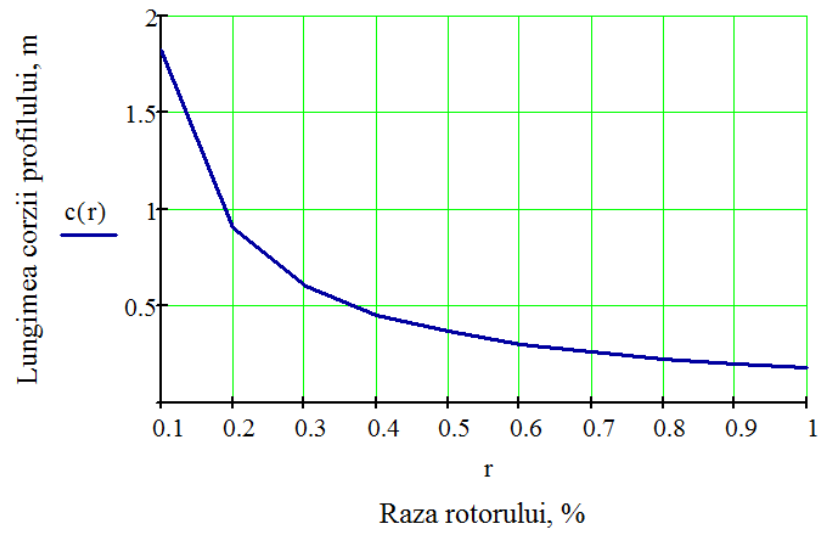


Fig. 4.6. Variația lungimii corzii profilului aerodinamic funcție de raza palei

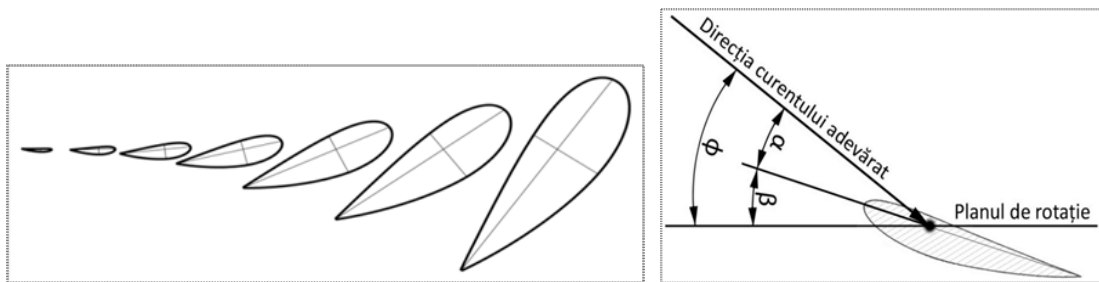


Fig. 4.7. Variația unghiului de instalare (de răsucire) al palei pentru fiecare secțiune.

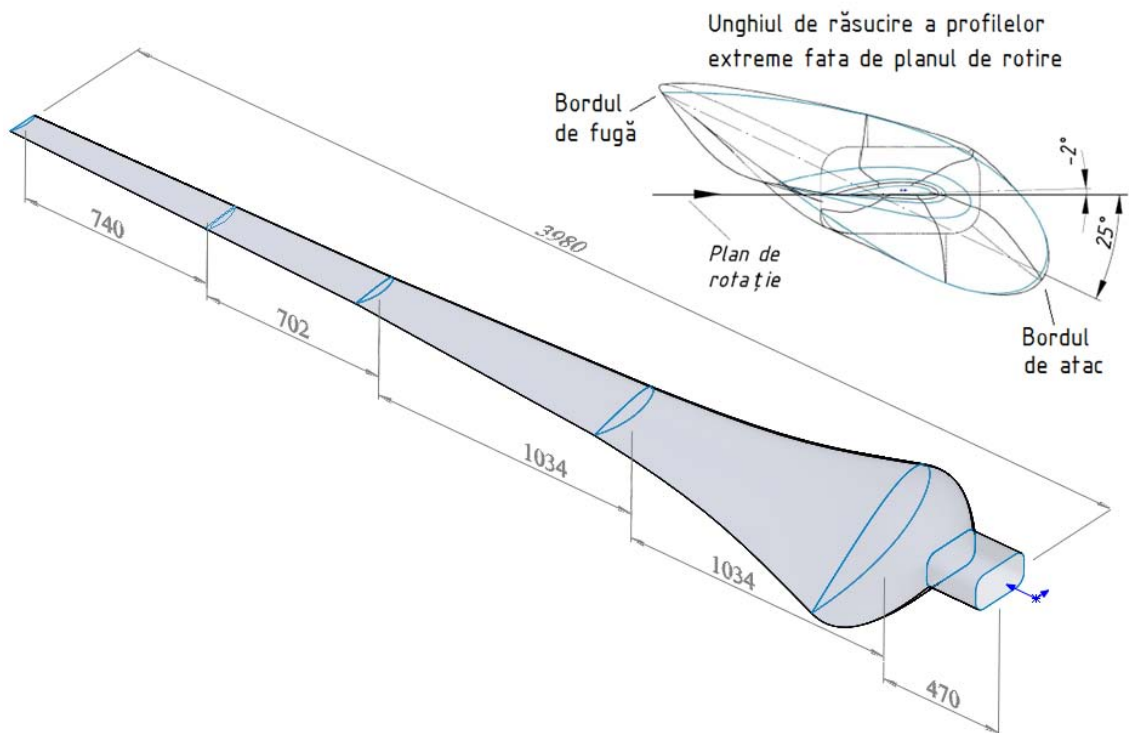


Fig. 4.8. Geometria palei aerodinamice optimizate.

Ceilalți parametri au fost determinați cu ajutorul programului MathCAD utilizând expresiile matematice din literatura menționată anterior și în lucrarea [98].

Profilele aerodinamice au fost reproduse cu ajutorul programului AutoCAD prin trasare directă peste imaginea scanată apoi salvate în formatul .dwg compatibil cu programul de proiectare asistată de calculator *SolidWorks*. Geometria profilelor mai poate fi reprodusă și prin importarea în programul AutoCAD a fișierului cu coordonatele punctelor. Modelarea tridimensională propriu zisă s-a efectuat în programul *SolidWorks*. Profilele secțiunilor transversale au fost importate, amplasate longitudinal și poziționate sub unghiuri corespunzătoare față de planul de rotație conform calculelor efectuate, figura 4.8 [99 – 102].

4.2.3. Modelarea domeniului fluid și generarea rețelei de calcul

Geometria rotorului a fost realizată în programul de proiectare asistată de calculator *SolidWorks 2014* și exportată ulterior în programul *DesignModeler* din mediul *Workbench*.

Pentru a simplifica analiza CFD și pentru a economisi timpul de calcul a fost creat un domeniu care cuprinde 120° din rotor cu o singură pală asumându-se condiții de simetrie. Totodată, prezența turnului și a solului au fost neglijate. Dimensiunile domeniului computațional al fluidului au fost alese ținând cont de bunele practici și recomandările [103 – 107] astfel încât să fie asigurată curgerea liberă fără influențarea frontierelor domeniului. Suprafața cavă a palei din cadrul subdomeniului *Rotor* a fost obținută prin comanda *Subtract*. Pentru a simula rotația palei domeniul fluid a fost divizat în două subdomenii: subdomeniul (static) *Stator* și subdomeniul (mobil) *Rotor*. Figura 4.9 prezintă domeniul fluid considerat.

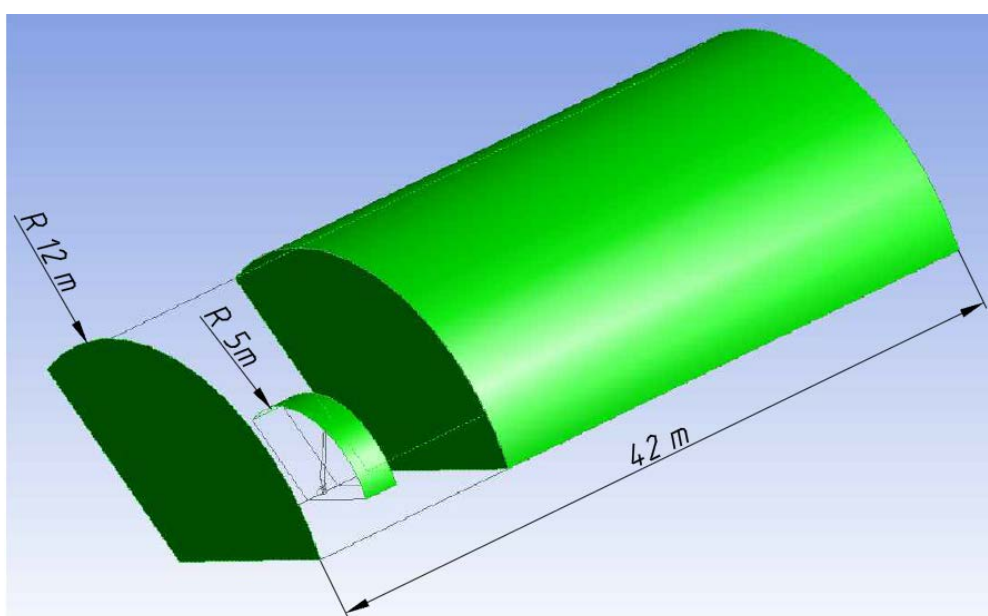


Fig. 4.9. Domeniul fluid de calcul.

Dintre toate cele trei etape de preprocesare, etapa de generare a rețelei de elemente finite este cea mai importantă. Precizia calculului numeric este determinată, în primul rând, de calitatea rețelei, de densitatea și distribuția nodurilor în zonele-cheie ale domeniului de calcul. O astfel de zonă este cea din apropierea suprafeței palei aerodinamice unde se formează stratul limită. În aceste zone rețeaua de elemente finite a fost îndesită corespunzător, pentru a capta corect variațiile puternice ale parametrilor de curgere. Totodată, numărul de noduri din grilă este limitat de resursele de calcul disponibile (memoria RAM a procesorului) și de timpul de execuție. De asemenea, au fost tratate cu atenție trecerile de la zonele cu discretizare fină la cele cu discretizare grosieră, dat fiind faptul că o trecere prea bruscă poate altera acuratețea calculului.

Rețeaua de discretizare a fost generată în programul *ANSYS Meshing* integrat în mediul *Workbench* care oferă diverse strategii pentru generarea rețelei de elemente (volume) finite. După importul modelului geometric au fost definite regiunile de intrare în domeniul de calcul (*Inlet*), ieșire (*Outlet*), laterale (*Walls*) și regiunile comune dintre suprafețele Stator și Rotor (*Fluid-Fluid*). Suprafața palei a fost discretizată cu elemente dreptunghiulare regulate prin intermediul metodei *Mapped Face Meshing*. Domeniul fluid a fost discretizat cu elemente de tip tetraedru *Tetra Dominant Meshing*. Dimensiunile de baza ale rețelei sunt specificate prin intermediul dimensiunii minime caracteristice *Min Size=4 mm* și a dimensiunilor maxime caracteristice *Max Face Size=500 mm*, *Max Size=500 mm* ale fețelor elementelor și ale volumelor adiacente.

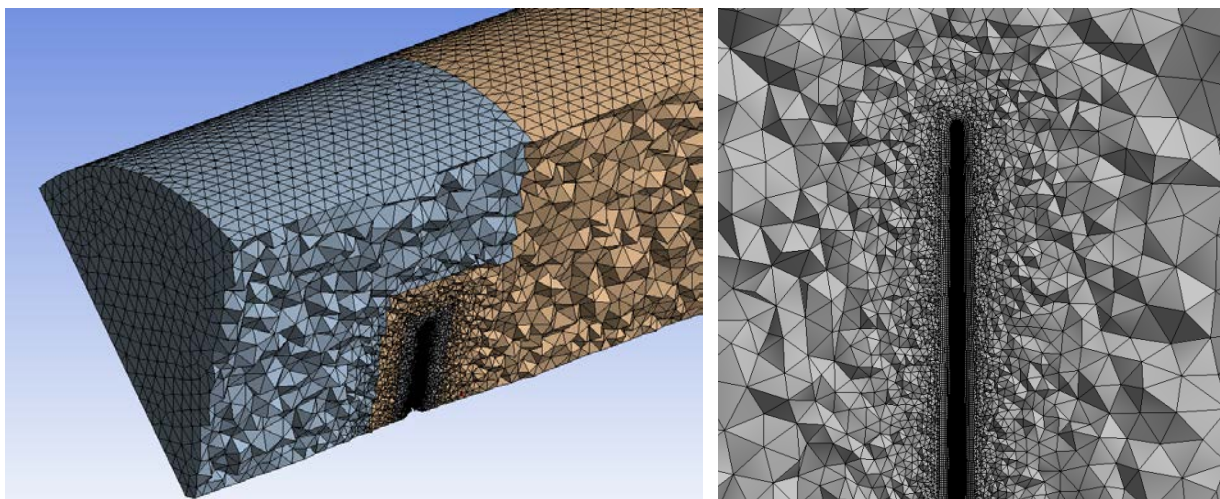


Fig. 4.10. Rețeaua de calcul pentru domeniul fluid și zona de tranziție a elementelor în jurul palei

Pentru controlul avansat al distribuției nodurilor se utilizează opțiunea *Advanced Size Function: On Curvature*, unghiul de curbura maxim admisibil - *Curvature Normal Angle* - fiind setat la 10° . Această opțiune permite varierea dimensiunii elementelor în funcție de unghiul de curbură, astfel asigurând ca zonele cu o curbură mare să beneficieze de o rezoluție suficientă. Îndesirea rețelei de noduri a fost efectuată prin utilizarea opțiunii *Local Face Sizing*, impusă

regiunilor comune subdomeniilor Rotor-Stator. Tranziția de la zonele cu discretizare fină la cele cu discretizare grosieră a fost realizată specificând factorul de expansiune $Growth Rate = 1,05$, variația maximă a dimensiunilor caracteristice a două elemente adiacente fiind de cel mult 5%. După verificarea rețelei de suprafață este generată rețeaua de volum. Domeniul fluid a fost discretizat în 1505300 elemente finite și 339 580 noduri. În figura 4.10 este prezentată o secțiune longitudinală a domeniului fluid discretizat și detalii privind zona de tranziție a elementelor în jurul palei.

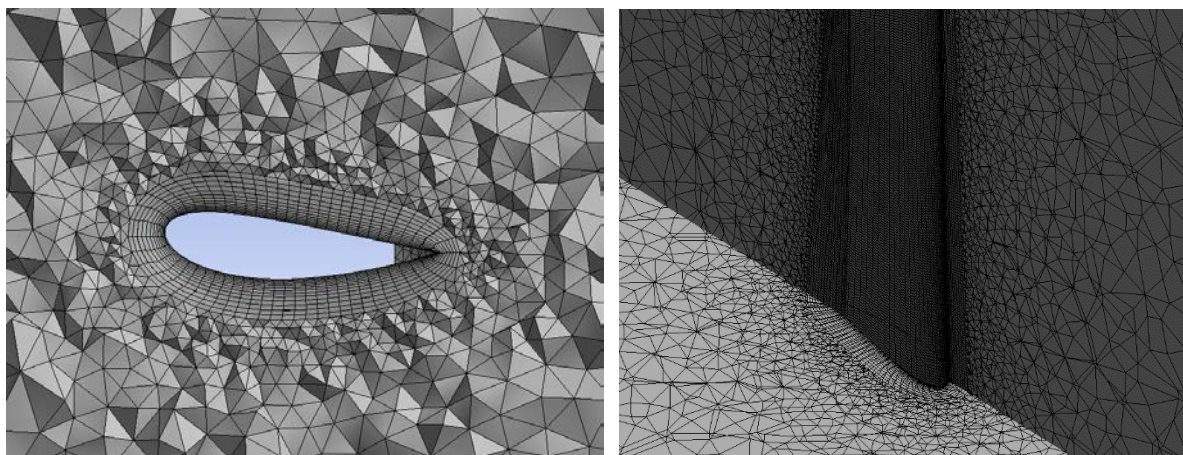


Fig. 4.11. Detaliu de discretizare din zona stratului limită de pe suprafața palei.

Pentru a reproduce fenomenul stratului limită de pe suprafața palei unde au loc variații puternice ale vitezei fluidului au fost generate elemente finite prismatice prin expandarea lor de pe suprafața palei spre exterior. Acest lucru a fost realizat prin procedeul Inflation Layer care a fost impus suprafeței palei cu opțiunea Total Thickness cu parametrii Number of Layers=14 (numărul de straturi de elemente prismatice), Growth Rate =1,16 (grosimea relativă a două straturi adiacente) și Growth Rate Type = Geometric (rata de expansiune geometrică sau exponențială). În figura 4.11 sunt redată detaliile rețelei în jurul profilului aerodinamic al palei.

4.2.4. Etapa Setup

Pentru verificarea eficienței de conversie și a solicitărilor rotorului turbinei cu pale cu geometria aerodinamică optimizată au fost simulate mai multe regimuri de funcționare. În tabelul 4.3. sunt indicați parametrii și condițiile de solicitare a rotorului.

Tabelul 4.3. Condițiile de solicitare a rotorului

Stare rotor	Oprit	În rotire				
Viteza vântului v , m/s	8, 16	6	8	10	12	16
Frecvența de turații n , min^{-1}	-	92	122	153	183.3	244.5
Viteza specifică (rapiditatea) λ	-	6.4				

Conform rezultatelor din lucrarea [101], pentru estimarea cu o precizie bună a momentelor dezvoltate la axul rotorului au fost considerate 30 de iterații pentru simularea staționară, apoi rezultatele acesteia au fost transferate pentru inițializarea simulărilor rotorului în rotație la 80 de iterații. Toate aceste setări au fost efectuate la această etapă unde se cere o atenție sporită la anumite detalii cum ar fi direcția de rotire a rotorului și direcția vântului, care pot fi schimbate cu semnul (-). Condițiile la limită impuse sunt următoarele: intrarea în domeniul de calcul se face prin frontiera determinată de baza circulară a subdomeniului *Stator* aflată în amonte. Acestei frontiere, care se consideră de intrare, s-au impus condiții la limită de tip *Inlet* cu specificarea distribuției de viteze uniforme și constante în sistemul de referință fix $(V_0, 0, 0)$, unde V_0 este mărimea corespunzătoare vitezei vântului. Ieșirea din domeniul de calcul se face prin baza circulară a cilindrului aflată în aval prin specificarea condiției la limită de tip *Outlet* cu presiunea relativă medie statică nulă. Suprafeței cilindrice a domeniului *Stator* i s-au impus condiții la limită de tip *Walls* cu specificarea *free-slip* ceea ce simulează un perete virtual cu aderență zero. Suprafeței palei și a nacelei din domeniul *Rotor* s-au impus condiții la limită de tip *Walls* cu specificarea „*no slip*” ceea ce nu permite transfer de masă sau energie, iar viteza pe aceste suprafețe este considerată egală cu 0 în raport cu viteza celulelor adiacente. Suprafețele aflate la intersecția celor două subdomenii *Stator* și *Rotor* sunt suprafețe de interfață, care modelează conexiunea celor două subdomenii prin intermediul metodei *GGI*. Pentru simulările de rotație a rotorului se specifică *Domain motion - Rotating* și se indică viteza unghiulară a rotației relative ω . Figura 4.12 prezintă domeniul de calcul de 120° cu condiții la limită de periodicitate pentru fețele simetrice.

Utilizând sintaxa limbajului CEL au fost definite variabilele de interes: momentele dezvoltate la axul rotorului în sistemul fix de coordonate

$(Tx = torque_x())@Pala,$

$Ty = torque_y()@Pala$ și $Tz = torque_z()@Pala$ și forța axială ($Fz=force_z()@Pala$). Conform concluziilor din [108], pentru a descrie câmpurile de viteză și presiune din domeniul de calcul, s-a adoptat modelul de turbulență *k- ω SST*, bazat pe aproximarea liniară Boussinesq. De asemenea, în cadrul simulărilor secțiunii de 120° a fost utilizat modelul *$\gamma - \theta$ transition* pentru prezicerea detașării stratului limită.

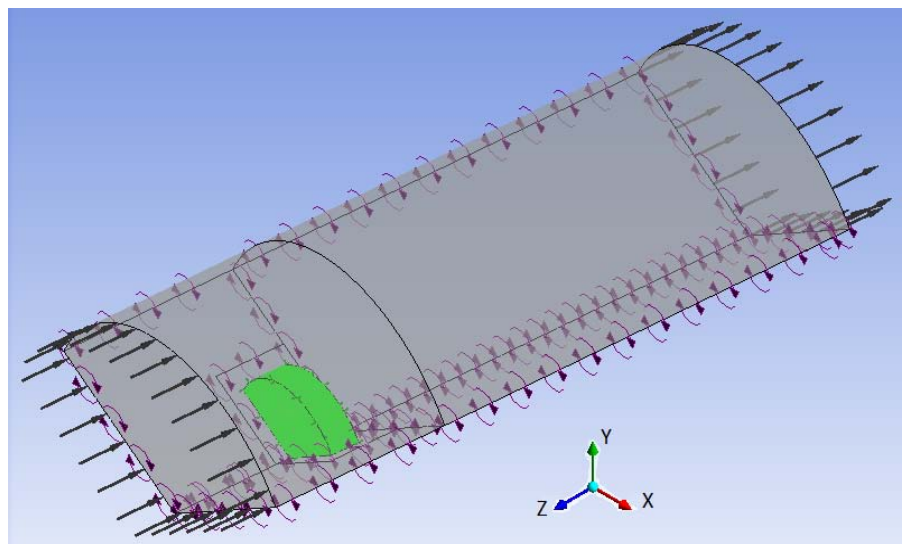


Fig. 4.12. Domeniul de calcul cu condițiile la limită aplicate pentru secțiunea de 120° .

4.2.5. Etapa de soluționare și rezultatele CFD

Soluționarea ecuațiilor discretizate s-a efectuat în paralel utilizând toate cele 8 nuclee logice disponibile. Convergența rezultatelor a fost atestată prin monitorizarea variabilelor de interes. În figura 4.13 sunt prezentate rezultatele monitorizării momentelor de torsiune și forței axiale dezvoltate la axul turbinei de o pală pentru cazurile când rotorului staționează și când se rotește pentru viteza vântului de 8 m/s.

În figura 4.14 este reprezentat prin linii (generate pe suprafața palelor) curentul de aer care străbate rotorul oprit (a) și în stare de rotație (b). Pentru a face o analiză comparativă a capacității de conversie a turbinei

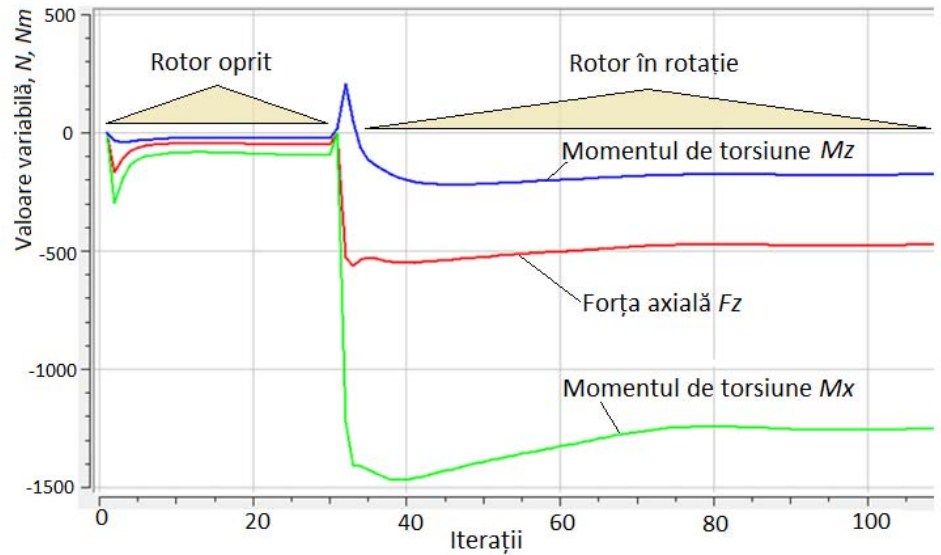


Fig. 4.13. Monitorizarea momentelor de torsiune dezvoltate la axul rotorului.

cu rotor optimizat a fost calculată curba de putere (figura 4.15), fără a considera pierderile mecanice, și comparată cu rezultatele cercetărilor efectuate pentru această turbină în lucrarea [108]. Datorită geometriei palei în care se respectă răsucire a profilului aerodinamic din fiecare secțiune transversală potrivită cu viteza fluxului de aer, s-a obținut o creștere a puterii cu $\approx 10\%$.

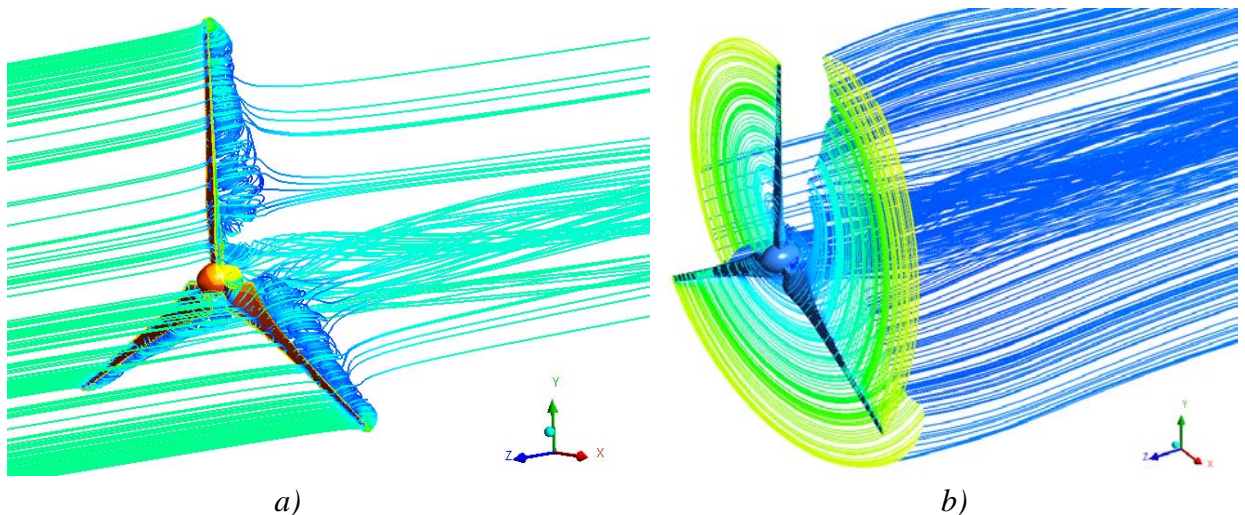


Fig. 4.14. Liniile de curent care străbat rotorul oprit (a) și în stare de rotație (b).

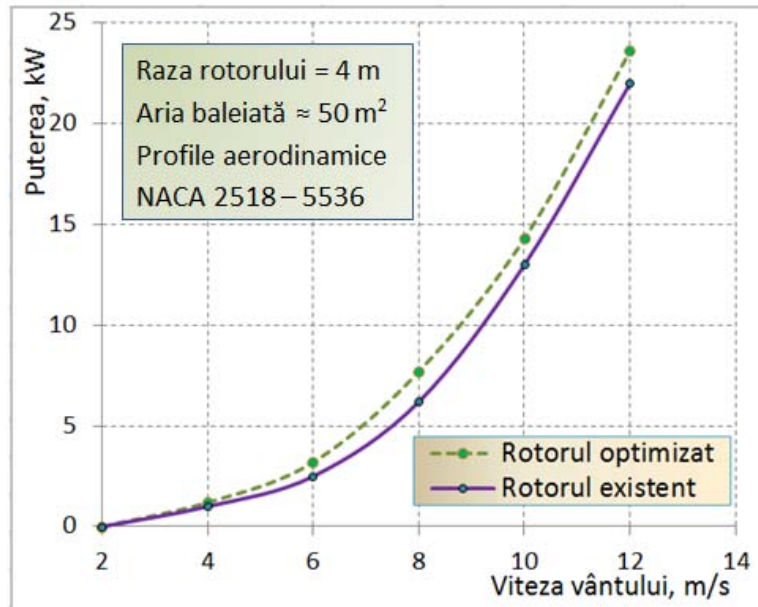


Fig. 4.15. Curba de putere a turbinei funcție de viteza vântului fără considerarea pierderilor.

Figura 4.16 (a) prezintă variația vitezei relative în diferite secțiuni ale palei pentru viteza vântului de 8 m/s și (b) distribuția presiunii vântului pe suprafața palei. Zona roșie de pe bordul de atac al palei indică presiunea care formează rezistența la înaintare, iar zona albastră – depresiunea aerului care formează portanța.

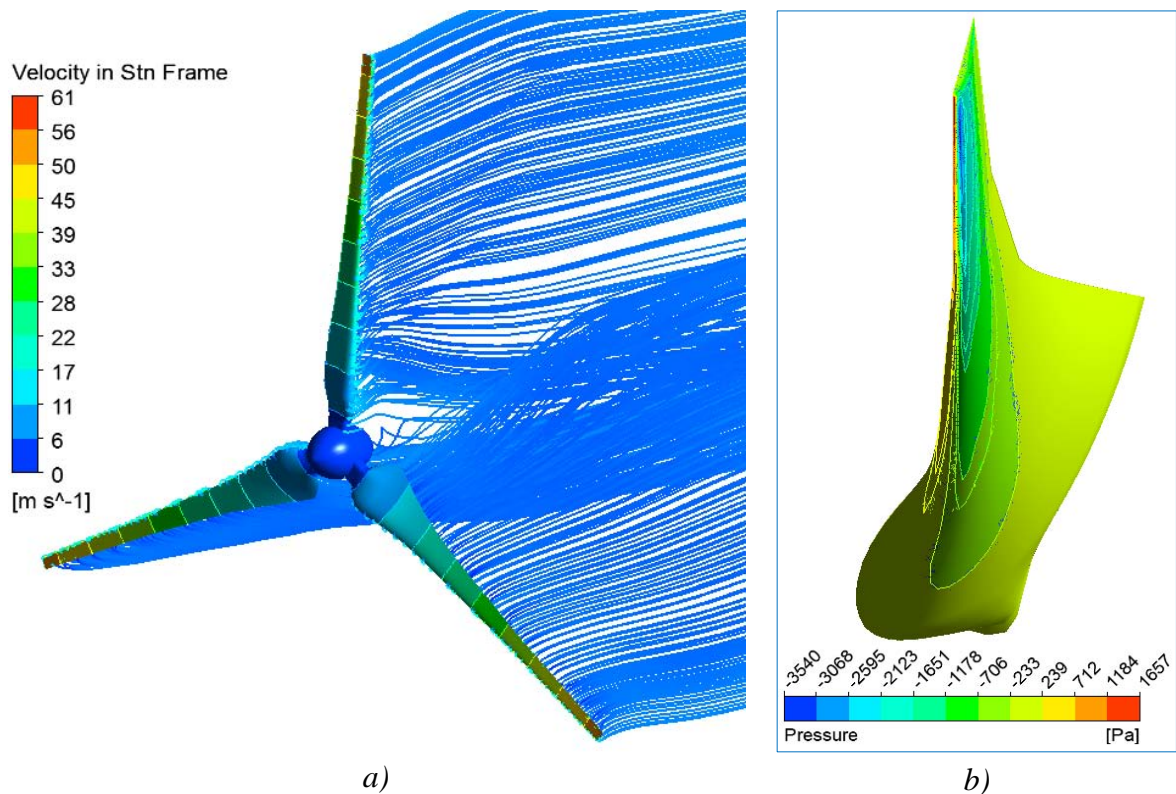


Fig. 4.16. Viteza relativă în diferite secțiuni ale palei pentru viteza vântului de 8 m/s (a) și distribuția presiunii aerului pe suprafața palei (b).

4.3 Modelarea interacțiunii fluidului cu structura palei

4.3.1. Crearea modelului structural al palei și discretizarea în elemente finite

Pentru dimensiunile palei modelate cea mai indicată metodă de rigidizare ar fi umplerea cavității palei cu spumă polimerică însă calculele preliminare au indicat că este necesar un lonjeron pentru a limita riscul coliziunii palei cu turnul. Cele mai utilizate elemente de rezistență a unei pale sunt lonjeroanele de tip profil I și cele de tip boxă și învelișul care formează bordul de atac și bordul de fugă, figura 4.17. Aceste soluții constructive și-au demonstrat de-a lungul timpului avantajul privind rigidizarea palei și minimizarea masei [109]. Pentru rigidizarea palei a fost acceptat lonjeronul de tip profil I, datorită simplității constructive.

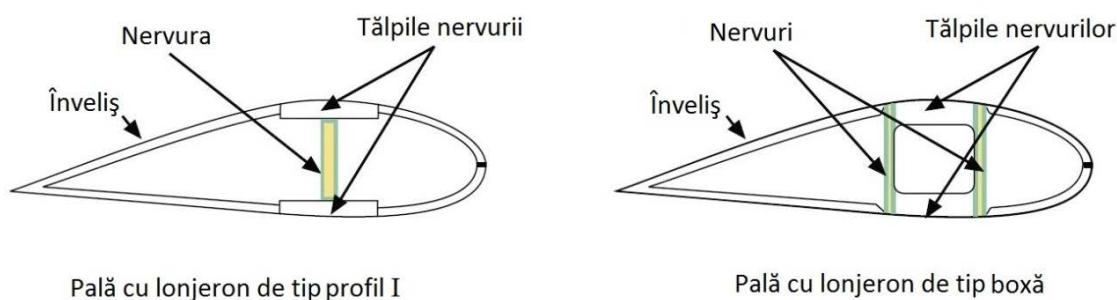


Fig. 4.17. Structuri de rigidizare a palelor.

În scopul majorării rezistenței mecanice a palei a fost elaborată construcția unui lonjeron cu rigiditate sporită [109], figura 4.18. Astfel, pala rotorului turbinei eoliene include un înveliș din material compozit 1 cu profil aerodinamic, în interiorul căruia este amplasată structura de rezistență constituită dintr-un lonjeron 2 din material compozit cu profil I. Lonjeronul constă din două tălpi, superioară 4 și inferioară 5 și o nervură 6. Tălpile lonjeronului sunt îmbinate și formează capătul de fixare 3. Totodată, capătul de fixare al palei și tălpile lonjeronului conțin fibre de carbon, amplasate pe direcția solicitărilor în mai multe straturi.

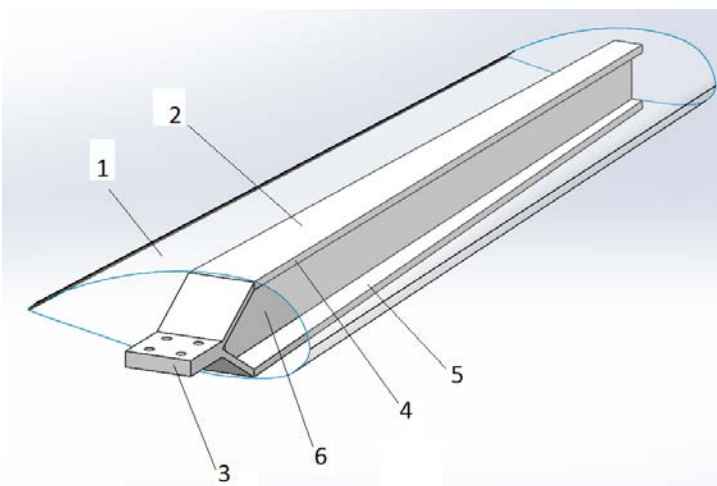


Fig. 4.18. Lonjeron cu rigiditate sporită.

Pentru a facilita crearea structurii de rezistență a palei din materiale compozite a fost modelată pala cu aceiași parametri însă geometria ei a fost generată din suprafețe. În programul de modelare *SolidWorks* a fost utilizată funcția *Surface Loft*. Astfel s-a obținut o pală cavă definită de secțiunea profilului aerodinamic, figura 4.19. Din punct de vedere al rezistenței o

astfel de pală, dacă va fi fabricată din materiale compozite, nu va suporta sarcini de forfecare și va avea elasticitate sporită. Rigidizarea ei poate fi asigurată prin includerea unui lonjeron orientat perpendicular pe coardă sau prin umplerea cavității palei cu spumă polimerică.

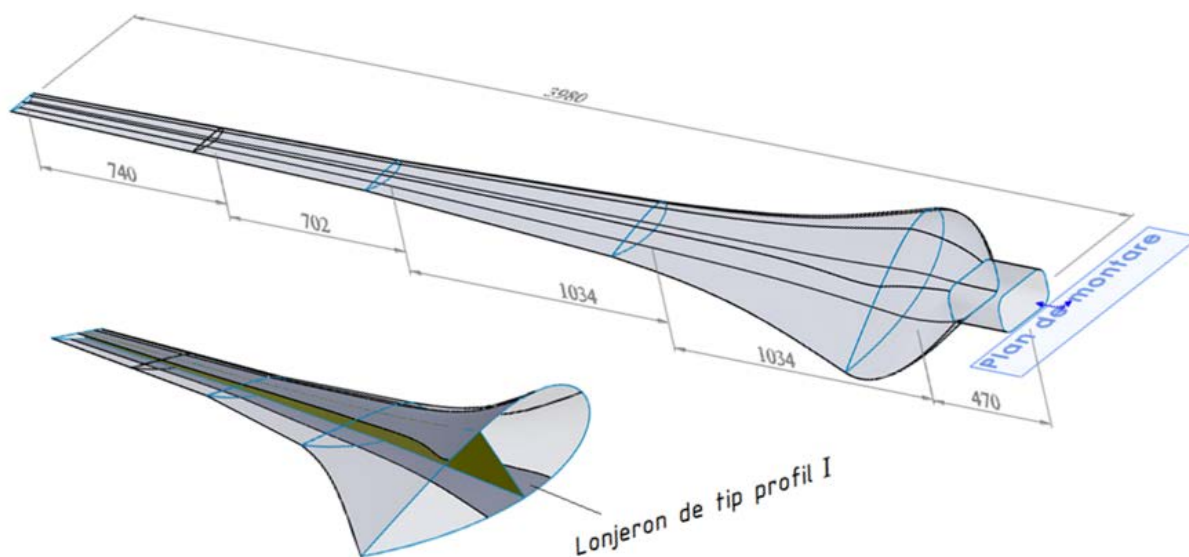


Fig. 4.19. Modelul structural al palei.

În timpul funcționării rotorul turbinei eoliene este solicitat la viteze variabile ale vântului care provoacă forțe centrifugale și forțe de rezistență în pale care conduc la încovoierea vârfului palei. Prin urmare, pentru proiectarea și optimizarea palei cu o anumită geometrie aerodinamică se impun unele constrângeri, [110, 111]:

- deplasare axială maximă a vârfului palei - 300 mm;
- masa totală a palei nu trebuie să depășească 30 kg (masa palei existente);
- tensiuni de întindere și de compresiune admisibile $[\sigma] = 300$ MPa.

Pentru modelarea numerică a fost utilizată platforma ANSYS *Workbench*. Geometria palei modelată în programul SolidWorks și salvată în formatul *.iges*, a fost importată ulterior în programul *Design-Modeler* din mediul *Workbench*. În programul *Design-Modeler* a fost verificată calitatea modelului geometric și au fost corectate anumite erori care apar la importare.

Discretizarea modelului palei a fost realizată în modulul ANSYS *Meshing*. A fost utilizat elementul finit de tip înveliș SHELL181 cu patru noduri, același ca și pentru epruvetele testate. Pentru a verifica influența rețelei de discretizare asupra rezultatelor, au fost efectuate patru simulări prealabile pentru diferite dimensiuni ale elementelor finite. Condițiile de simulare sunt prezentate în paragraful următor. Au fost considerate tensiunile echivalente maxime din zona de la baza palei ca parametru de verificare. În figura 4.20 este prezentată pala discretizată și nivelul de rafinare al rețelei în regiunea bazei, iar în figura 4.21 este prezentată dependența rezultatelor de nivelul de rafinare al rețelei. Astfel au fost stabilite dimensiunile elementelor finite cu care

rezultatele simulării converg. Pala a fost discretizată în 21500 de elemente cu dimensiunile 20×20 mm pentru suprafață și 6×6 mm la bază unde apar concentrări de tensiuni, figura 4.20.

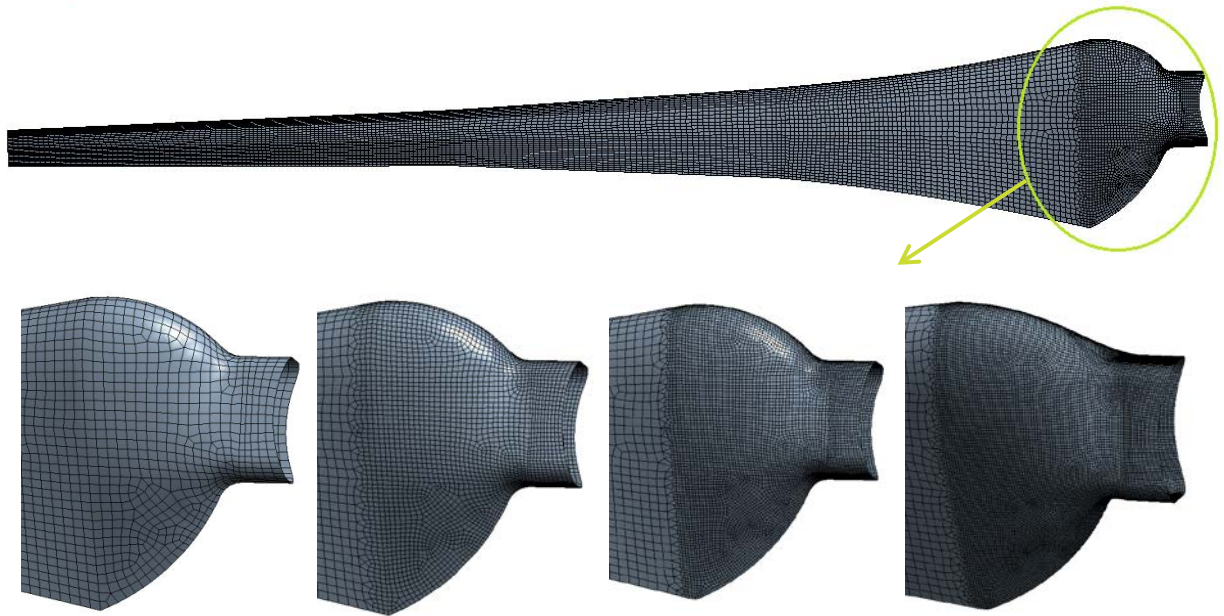


Fig. 4.20. Discretizarea cu elemente finite a structurii palei.

Modelarea arhitecturii materialului compozit din componența palei a fost efectuată cu ajutorul programului special *ANSYS Composite PrepPost*. Programul include două module. Primul este *Preprocesor*, în care se modelează materialul compozit de la nivelul unui strat de țesătură și se definesc direcțiile fibrelor. Al doilea este *Postprocesor*, în care sunt verificate tensiunile, care apar în straturile de material, și criteriile de rupere a materialului.

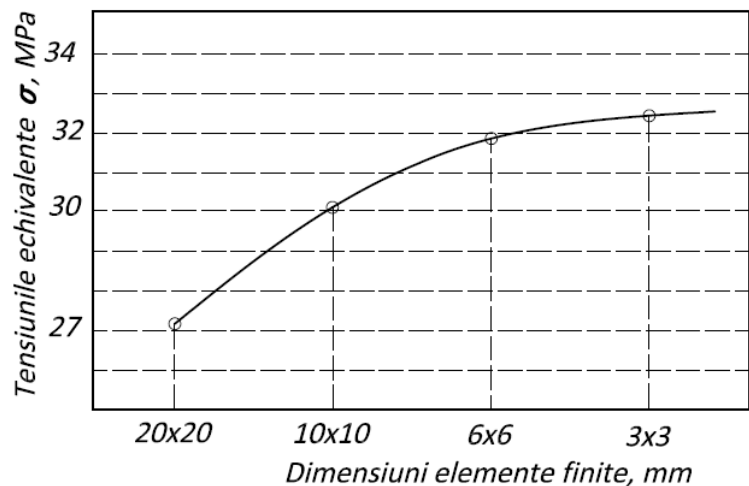


Fig. 4.21. Dependența rezultatelor simulării de nivelul de rafinare al rețelei.

Pala a fost modelată în întregime din materialele compozite testate. Constantele elastice ale materialului la nivelul țesăturilor, care nu au fost determinate experimental, au fost înlocuite cu caracteristicile materialelor similare, care sunt incluse în biblioteca platformei *Workbench*. Aranjamentul straturilor de țesătură în structura palei pentru diferite secțiuni este prezentat în tabelul 4.4. Detalii privind distribuția grosimii materialului compozit în diferite secțiuni ale palei în varianta preliminară sunt prezentate în figura 4.22. Orientarea fibrelor în lonjeronul palei este

ilustrată în figura 4.23.

Tabelul 4.4. Aranjamentul straturilor de țesătură în structura palei

Componenta	Raza [mm]	Arhitectura stratificatului	Grosime [mm]
Bază	200 - 400	$[\pm 45/0_2/\pm 45_7]_s$	4,5
	400 - 750	$[\pm 45/0_2/\pm 45_6]_s$	4,25
Talpă	750-2500	$[\pm 45/0_6]_s$	3,76
	2500 - 3500	$[\pm 45/0_5]_s$	3,2
	3500 - 4000	$[\pm 45/0_2]_s$	2,2
Nervură	750 - 4000	$[\pm 45/0_2/\pm 45_3]_s$	3,9
Înveliș	750-2500	$[\pm 45]_{14}$	3,5
	2500 - 3500	$[\pm 45]_{10}$	2,5
	3500 - 4000	$[\pm 45]_8$	2

Numărul optim de straturi de material compozit în lonjeronul palei va fi determinat în cele ce urmează după efectuarea mai multor simulări experimentale.

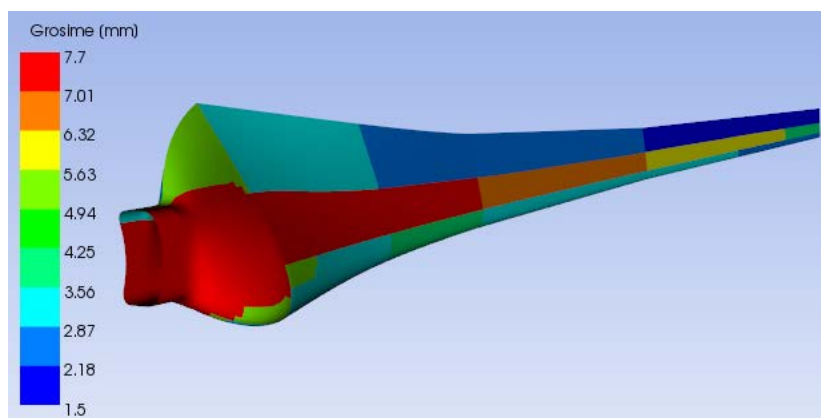


Fig. 4.22. Variația grosimii materialului compozit în diferite secțiuni ale palei

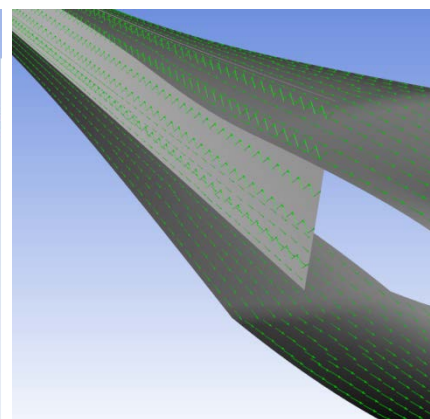


Fig. 4.23. Orientarea fibrelor în lonjeron.

4.3.2. Analiza cvasistatică a palei

Conform datelor Serviciul Hidrometeorologic de Stat în Republica Moldova există de la 5 până la 50 de zile într-un an cu vânturi puternice care depășesc 15 m/s. Intensificări ale vântului până la viteza de 25 m/s și mai mult sunt rare, în medie 1 – 2 cazuri într-un an [112, 113].

Pentru a menține regimul optim de funcționare a generatorului electric al turbinei, de regulă, la viteze ale vântului mai mari de 15 m/s rotorul turbinei este scos de sub acțiunea curenților de aer prin intermediul unui dispozitiv special. Pentru turbinele eoliene cu diametrul

rotorului mai mic de 10 m forțele gravitaționale și centrifugale sunt neglijabile [110].

În timpul încovoierilor excesive pala poate ceda în urma unuia următoarele procese:

- cedarea materialului compozit din cauza unor tensiuni și deformații excesive;
- instabilitate geometrică, cunoscută și sub numele de flambaj. De asemenea, în cazul în care pala nu este suficient de rigidă ea se poate distruge, lovindu-se de turn.

Pentru a verifica rezistența palei au fost determinate forțele aerodinamice maxime pentru viteza vântului de 16 m/s cu ajutorul modulului CFX. Apoi, aceste forțe au fost transferate în modulul de analiză *Structural* cu ajutorul căruia a fost efectuată analiza structurală a palei. Pala a fost fixată la bază asemănător unei grinzi încastrate și solicitată cu forțe aerodinamice distribuite pe toată suprafața ei. Componenta axială a forțelor aerodinamice a fost obținută de aproximativ 2 kN. În figura 4.24 *a* este ilustrată presiunea distribuită pe întreaga suprafață a palei sub formă de vectori. După rularea simulării palei cu designul structural preliminar s-a constatat că deplasarea vârfului ei este peste limitele admisibile. Dat fiind faptul că rigiditatea palei este asigurată de lonjeron, pentru el a fost determinată grosimea optimă a stratificatelor de material compozit [114 – 116].

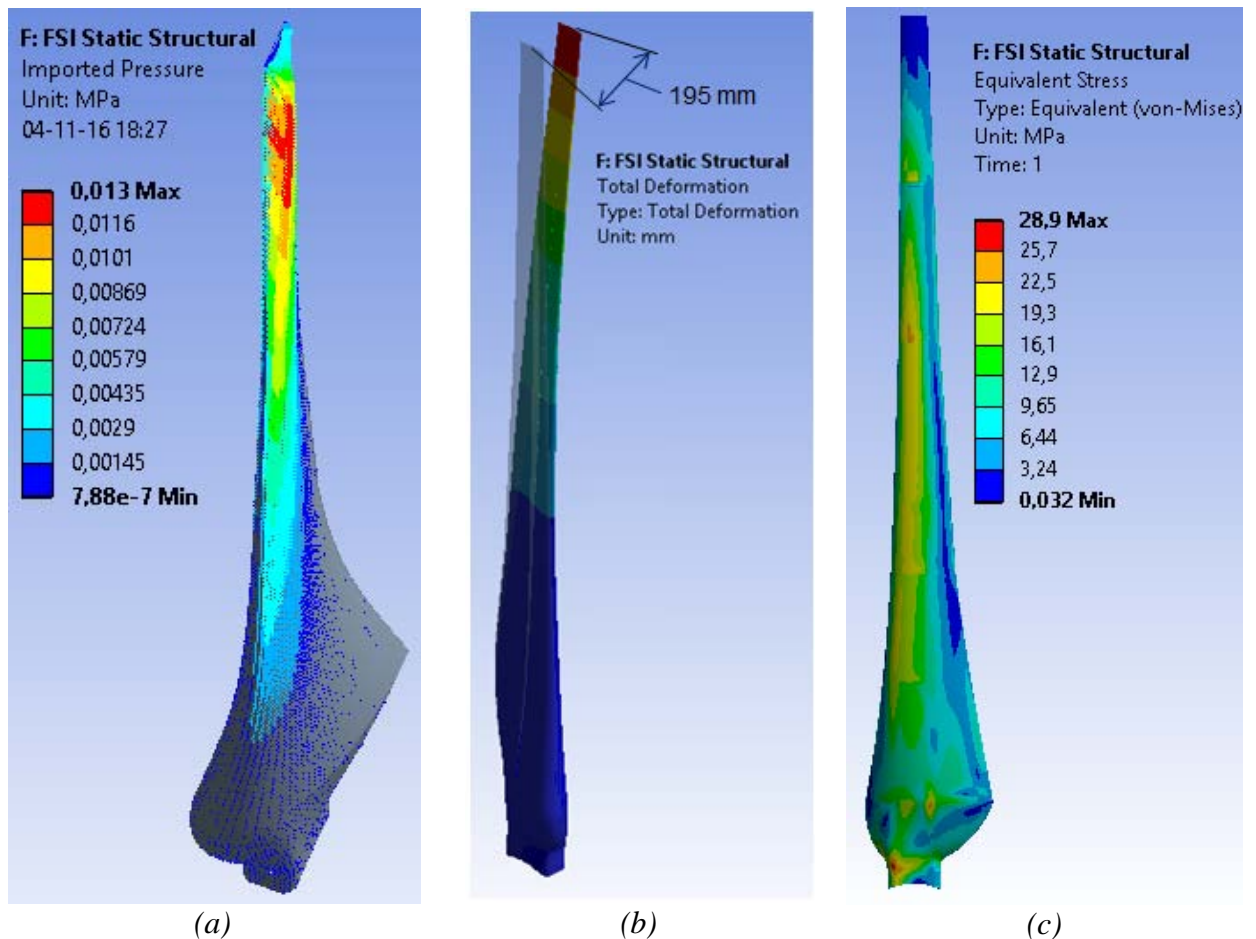


Fig. 4.24. Rezultatele analizei cvasistatice a palei
a) – solicitare axială; *b*) – încovoierea maximă; *c*) – distribuția tensiunilor echivalente.

Au fost efectuate mai multe simulări cu ajutorul aplicației *DesignXplorer* dedicate analizei diferitor parametri și optimizării lor în cadrul platformei *Workbench*. Tensiunile echivalente maxime și deplasarea maximă a vârfului palei, care au fost obținute după simularea prealabilă, au fost fixate ca parametri de ieșire. Numărul de straturi de material compozit din componența lonjeronului palei a fost setat ca parametru de intrare cu cinci valori discrete. După efectuarea șirului de simulări experimentale, pentru fiecare din cele cinci valori

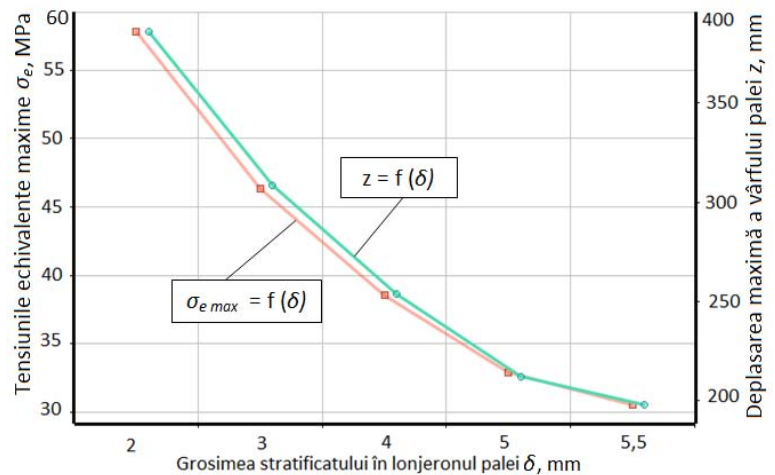


Fig. 4.25. Rezultatul analizei parametrice a palei.

ale numărului de straturi au fost obținute tensiunile echivalente maxime și deplasarea maximă a vârfului palei, figura 4.25.

A fost acceptat cazul în care tălpile lonjeronului palei vor avea 12 straturi de țesătură armată unidirecțional (grosimea $\approx 5,5$ mm), nervura - 12 straturi armate bidirecțional la $\pm 45^\circ$ și masa totală a palei va fi 23 kg. Pentru acest caz, în figura 4.24 *b* și *c* este ilustrată deplasarea maximă a vârfului palei (195 mm) care se încadrează în limitele admisibile privind evitarea coliziunii cu turnul (distanța de la vârful palei până la turn este de 480 mm) și distribuția tensiunilor echivalente în pală (maxim 29 MPa). După cum se observă din figura 4.24 *c*, concentrările de tensiuni apar la baza palei în zonele unde sunt schimbări bruște ale secțiunii transversale. Acest lucru poate fi evitat prin realizarea unor treceri mai line între secțiuni și includerea în acea zonă a materialului compozit din țesături din fibre de carbon.

În rezultatul analizei parametrice a palei stratificatul de material compozit a suferit unele modificări ale grosimii și unghiului de orientare a fibrelor în diferite părți componente ale palei. Parametrii finali ai stratificatului care formează învelișul palei în regiunea de la baza palei, unde apar tensiuni maxime este prezentat în figura 4.26 *a*. Parametrii stratificatului care formează nervura lonjeronului este prezentat în figura 4.26 *b*, iar pentru tălpile lonjeronului - figura 4.26 *c*.

Distribuția grosimii stratificatului de material compozit în diferite secțiuni ale palei, care a fost obținută în rezultatul analizei parametrice este prezentată în figura 4. 27. Totodată, a fost verificată rigiditatea modelului final al palei pentru diapazonul de viteze ale vântului până la 12 m/s. După efectuarea unui șir de simulări au fost determinate valorile deplasării vârfului palei, care sunt prezentate în figura 4.27

$$z = e^{0,576} \cdot v^{2,098}, mm \quad (4.2)$$

Eroarea pentru relația (4.1) este $\varepsilon = 0,0013$, iar pentru relația (4.2) este $\varepsilon = 0,022$.

În scopul minimizării pericolului coliziunii vârfului palei cu turnul a fost propusă soluția tehnică [117], care constă în montarea palei în rotorul turbinei la un anumit unghi față de axa de rotație. Acest lucru permite compensarea deplasării vârfului ei din cauza forțelor aerodinamice și reducerea pierderilor de putere din cauza schimbării geometriei palei.

Problema formulată este rezolvată prin faptul că turbina eoliană, care include un rotor cu trei pale aerodinamice fixate în butucul rotorului perpendicular pe axa lui, planul de rotire al palelor aflându-se la o distanță de axa turnului, iar palele aerodinamice sunt instalate în butucul rotorului eolian înclinate cu un unghi de înclinare în aval față de planul vertical al rotorului eolian, totodată distanța de la planul vertical de rotire a palelor până la suprafața exterioară a turnului este mai mică.

Instalarea palelor în butucul rotorului în poziție înclinată la un unghi θ împotriva direcției vântului asigură:

- majorarea ariei baleiate a rotorului la viteza nominală a vântului;
- evitarea coliziunii palei cu turnul.

Instalarea rotorului mai aproape de turn conduce la reducerea momentului de încovoiere care solicită elementele de legătură mobilă a nacei cu turnul. Instalarea rotorului eolian cât mai aproape de axa turnului conduce la reducerea substanțială a solicitării rulmenților de legătură mobilă a nacei cu turnul și a îmbinărilor filetate de asamblare a nacei cu turnul.

În continuare este prezentată o analiză comparativă a două cazuri de instalare a palei pe axul rotorului turbinei eoliene prezentate schematic în figurile 4.28 și 4.29. Turbina include palele 1, instalate în butucul 2 amplasat în nacela 3, instalată mobil pe turnul 4, fixat rigid pe fundația 5.

În primul caz este palele sunt instalate perpendicular la axa rotorului 2. La viteze mici ale vântului pala 1 este nedeformată (figura 4.28, a). Aria baleiată a rotorului va fi:

$$A_0 = \frac{\pi \cdot D_0^2}{4}, \quad (4.3)$$

iar puterea generată va fi:

$$P_0 = \frac{1}{2} c_P \rho V^3 A_0, \quad (4.4)$$

unde c_P – eficiența de conversie; ρ - densitatea aerului; V – viteza aerului; D_0 – diametrul rotorului eolian.

La viteze mari ale vântului pala se deformează (figura 4.28, b), vârful ei deplasându-se cu săgeata:

$$y_{\max} = \frac{F_{\max} \left(\frac{D_0}{2} \right)^3}{3EI_y}, \quad (4.5)$$

unde F_{\max} – forța de încovoiere maximă generată de curenții de aer, care acționează asupra palei; D_0 – diametrul rotorului eolian; E – modulul de elasticitate de gradul I al materialului palei; I_y – momentul de inerție al secțiunii palei față de axa y (care corespunde cu planul de rotație).

Aria baleiată a rotorului va fi:

$$A_1 = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4}, \quad (4.6)$$

unde: $D_1 = D_0 \cos \theta$, iar $\theta = 2 \cdot \arcsin \frac{y_{\max}}{D_0}$.

Puterea generată va fi:

$$P_1 = \frac{1}{2} c_p \rho V^3 A_1, \quad (4.7)$$

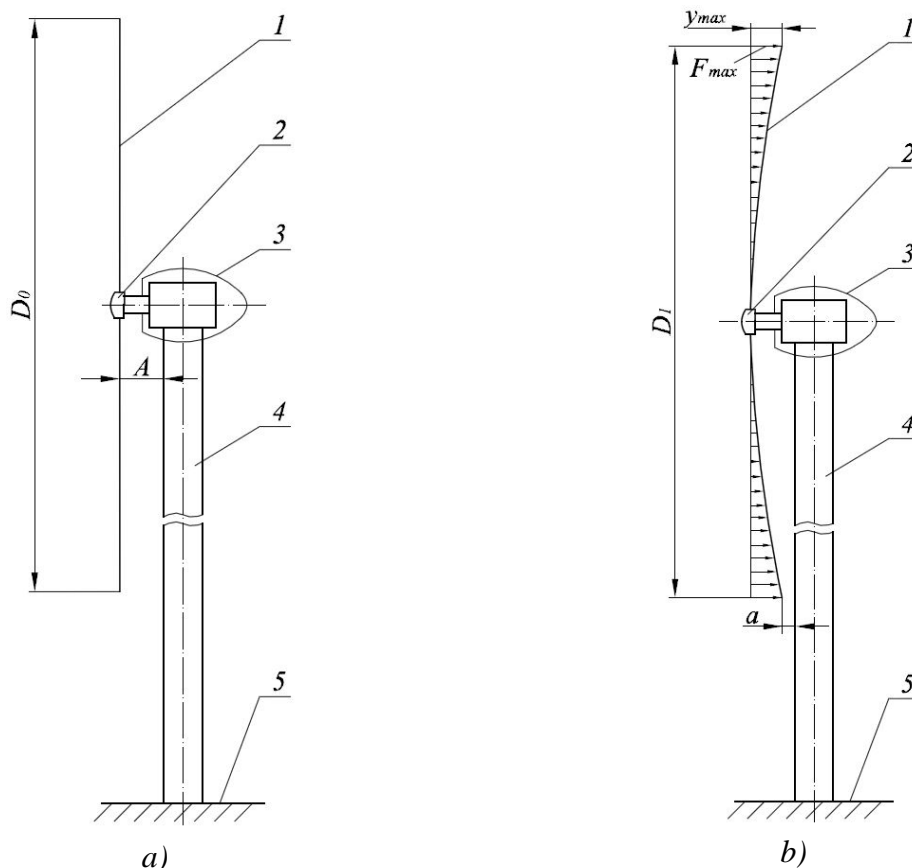


Fig. 4.28. Turbina eoliană: a) - cu pale instalate perpendicular pe axa rotorului nesolicitată; b) - cu pale instalate perpendicular pe axa rotorului eolian aflat sub acțiunea curenților de aer.

În cazul al doilea palele sunt instalate sub unghiul θ în aval față de axa rotorului 2. La viteze mici ale vântului pala 1 este nedeformată (figura 4.29, a). Aria baleiată a rotorului va fi:

$$A_0 = \frac{\pi(D_0 \cdot \cos \theta)^2}{4}, \quad (4.8)$$

Iar energia convertită se determină cu relația (4.4):

La viteze mari ale vântului pala se deformează (figura 4.29, b), vârful ei deplasându-se cu săgeata:

$$y_{\max} = \frac{F_{\max} \left(\frac{D_1}{2} \right)^3}{3EI_y}, \quad (4.9)$$

Aria baleiată a rotorului se determină cu relația(4.6), iar energia convertită se determină cu relația (4.7).

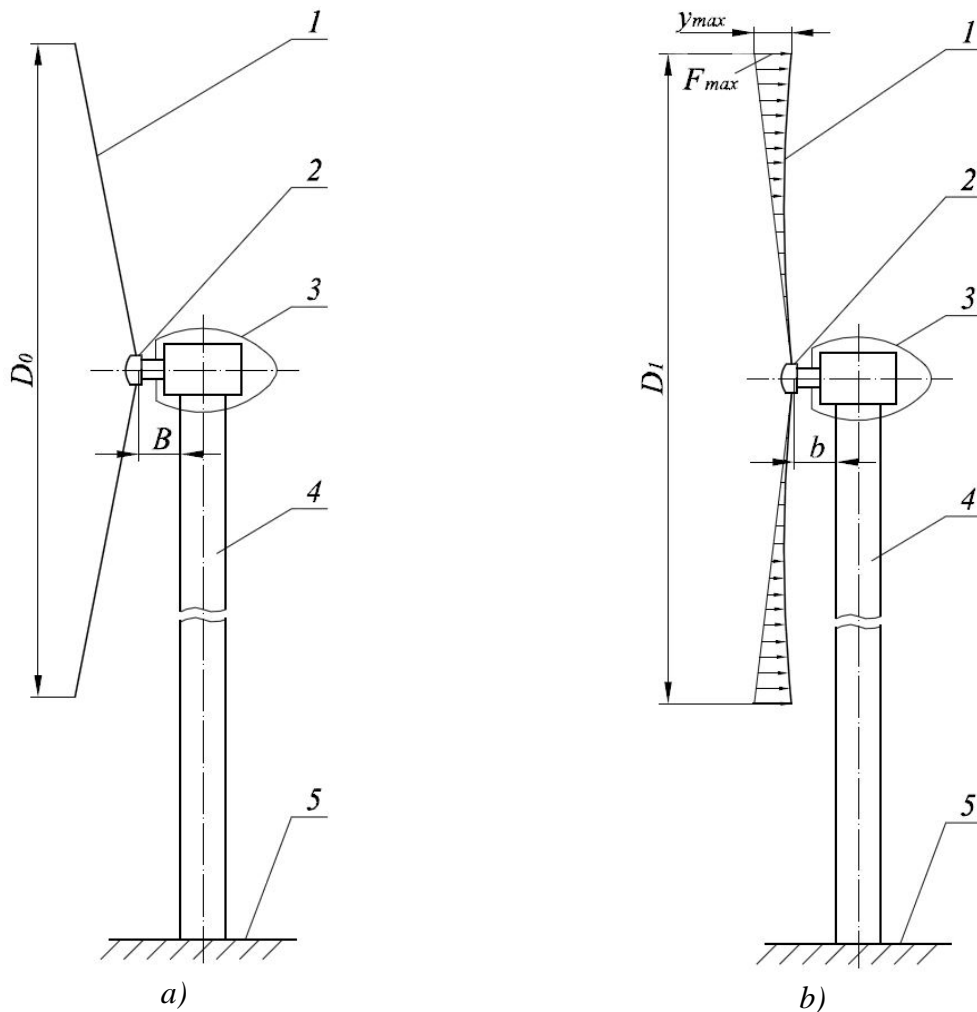


Fig. 4.29. Turbina eoliană: a) - cu pale instalate înclinat în aval fără acțiunea curenților de aer; b) - cu pale instalate înclinat în aval aflate sub acțiunea curenților de aer

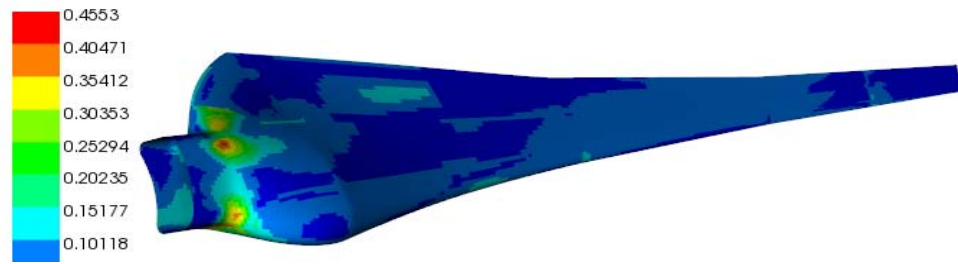
Analiza comparativă a celor două variante arată că în cazul instalării palelor sub un unghi θ în aval în raport cu planul perpendicular pe axa rotorului la viteze mai mari ale vântului (când potențialul energetic este mai mare) pala 1, deformându-se, ocupă o poziție apropiată de cea verticală, măbind astfel suprafața baleiată și, deci, cantitatea de energie convertită.

Instalarea palelor 1 în butucul rotorului 2 sub un unghi θ după deformarea ei sub acțiunea curenților de aer la viteze mari ale vântului va ocupa poziția apropiată de cea verticală. De ceea, în vederea evitării coliziunii palelor cu turnul, planul de instalare a palelor în butuc este mai apropiat de turnul turbinei ($B < A$) fapt ce conduce la reducerea momentului de încovoire generat de forțele care acționează asupra palelor la viteze mari ale vântului. Iar aceasta asigură o sollicitare mai mică a elementelor de legătură mobilă a rotorului eolian 2 (nacelei 3) cu turnul. De asemenea, se vor reduce forțele care acționează asupra buloanelor de prindere a turnului cu fundația 5.

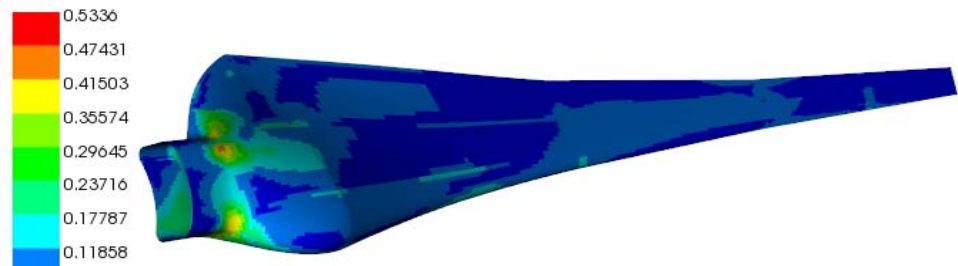
Pentru a avea o informație mai clară în privința tensiunilor maxime care apar la baza palei a fost efectuată o analiză de verificare a cedării materialului după niște criterii de cedare. Cu ajutorul modulului de postprocesare ACP (Post) au fost considerate cele mai utilizate criterii de cedare a materialului compozit: criteriul tensiunilor maxime, criteriul Tsai-Wu, Tsai-Hill și criteriul Puck. În setările programului ACP (Post) a fost selectată opțiunea care permite vizualizarea pe suprafața palei a următoarei informații: stratul care cedează, criteriul de cedare și modul de cedare (întindere, compresiune și forfecare). În figura 4.30 este ilustrată pala cu evidențierea straturilor de material compozit concrete în care apar concentrări de tensiuni și valoarea coeficientului de siguranță inversat (*inverse reserve factor*) a celor mai solicitate lamine conform diferitor criterii de rezistență. Conform criteriilor de rezistență menționate, tabelul 4.5, tensiunile din straturile cele mai solicitate au valori de $\approx 0,5$ din tensiunile limită, adică coeficientul de siguranță este aprox. 2. Conform criteriului de rezistență Puck, figura 4.30, (e), tensiunile din straturile cele mai solicitate, care apar între fibre (adică în rășină) sunt la nivelul de 0,87 din valoarea tensiunilor limită. Aceste valori pot fi considerate admisibile ținând cont că este utilizată rășina poliesterică, care în comparație cu rășina epoxidică este mai fragilă dar și mai ieftină.

Tabelul 4.5. Coeficientul de siguranță inversat conform diferitor criterii de rezistență

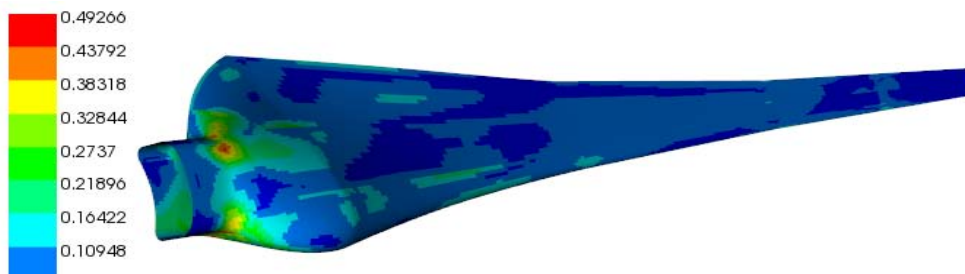
Criteriul	Deformații maxime	Tensiuni maxime	<i>Tsai Wu</i>	<i>Tsai Hill</i>	<i>Puck</i>
Coeficientul de siguranță	0,45	0,53	0,49	0,47	0,87



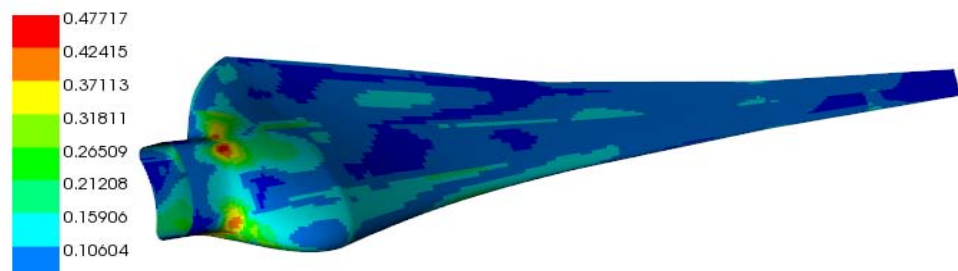
(a)



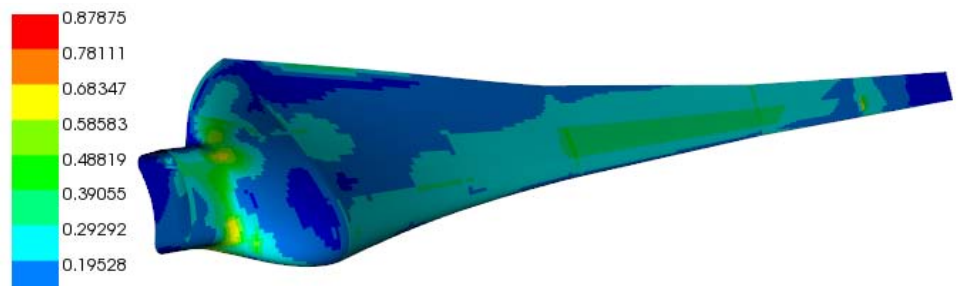
(b)



(c)



(d)



(e)

Fig. 4.30. Coeficientul de siguranță în interiorul stratificatului compozit conform criteriilor de rezistență: a) – *deformațiilor maxime*, b) – *tensiunilor maxime*, c) – *Tsai Wu*, d) – *Tsai Hill*, e) – *Puck*.

4.4. Analiza modală a turbinei

4.4.1. Analiza modală a palei

Comportamentul dinamic al palei va fi analizat prin verificarea oscilațiilor armonice (a frecvențelor proprii) [118]:. Aceste verificări sunt necesare pentru a depista apariția fenomenului de rezonanță. Verificarea formelor oscilațiilor armonice și a frecvențelor proprii a fost efectuată cu ajutorul aplicației de analiză modală *Modal* din platforma *ANSYS Workbench*. A fost efectuată analiza modală pentru cazul când rotorul staționează și pentru cazul când se rotește.

Dat fiind faptul că rotorul va avea 130 min^{-1} nominale la viteza vântului de 8 m/s pala a fost supusă anume acestei sarcini inerțiale.

Analiza modală se utilizează pentru a calcula frecvențele naturale și a stabili modul de deformare al structurii. Aplicațiile de bază sunt:

- optimizarea proprietăților dinamice ale structurii (masă, rigiditate, amortizare);
- evaluarea pericolului producerii fenomenului de rezonanță;
- anticiparea comportamentului dinamic.

Pala a fost supusă la vibrații cu frecvențe cuprinse între 0 și 500 Hz pentru densitatea materialului, din care este fabricată, egală cu 1850 kg/m^3 .

În figura 4.31 sunt ilustrate primele trei moduri proprii de vibrații ale palei și frecvențele ei naturale. Pentru prima formă frontală s-a obținut frecvența proprie de $8,2 \text{ Hz}$ și deplasarea vârfului palei de 29 mm . Pentru prima formă laterală s-a obținut frecvența proprie de 16 Hz și deplasarea vârfului palei de 23 mm . A doua formă frontală are frecvența de 22 Hz și deplasarea vârfului palei de 32 mm . Frecvențele proprii ale palei în stare de repaus sunt comparate cu frecvențele proprii ale palei în rotație și sunt prezentate în tabelul 4.6.

Rezultatele simulării au fost validate prin niște calcule mai simple. Pentru estimarea aproximativă a vibrațiilor palei a fost folosit un model de grindă în consolă cu formă prismatică, cu dimensiuni aproximativ ca ale palei. Prima frecvență naturală f_1 a fost calculată cu relația [119, 120]:

$$f_1 = \frac{1.875^2}{2\pi \cdot l^2} \sqrt{\frac{EI}{m}}, \quad (4.3)$$

în care l este lungimea grinzii (m) și m – masa grinzii pe o unitate de lungime (kg/m),
 EI – rigiditatea la încovoiere ($\text{N} \cdot \text{m}^2$).

Folosind valori medii pentru rigiditatea la încovoiere și pentru masa pe unitatea de lungime, acest model de grindă arată că prima frecvență naturală a palei este $\approx 6,1 \text{ Hz}$, indicând faptul că valorile obținute prin simulare sunt rezonabile, având în vedere caracterul aproximativ

al modelului grinzii pentru geometria palei neprismatice.

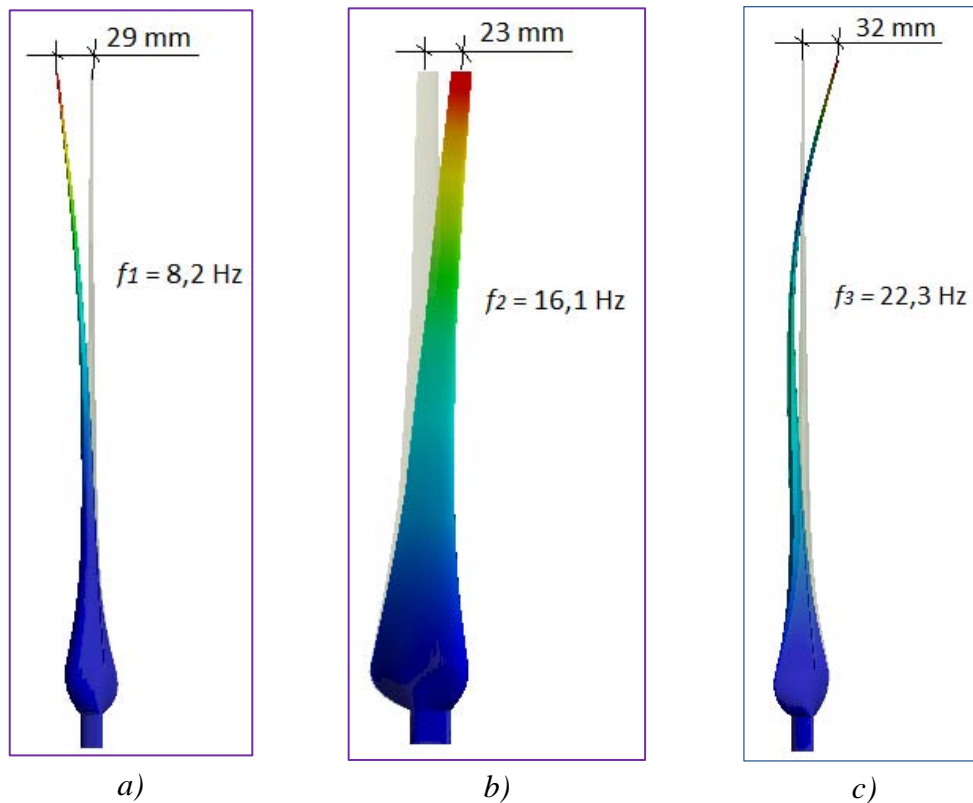


Fig. 4.31. Formele modului dinamic al palei optimizate și frecvențele ei naturale: a) - prima formă frontală; b) - prima formă laterală; c) – a doua formă frontală.

Tabelul 4.6. Frecvențele proprii ale palei modelate

Forma oscilațiilor	Frecvența [Hz]		Deplasarea vârfului, mm
	Rotor în funcție	Rotor oprit	
Prima formă, frontală	8,6	8,2	29
A doua formă, tangențială	16,2	16	23
A doua formă frontală	22,8	22	32

4.4.2. Analiza modală a rotorului și turnului

În timpul funcționării turbinei, pala este supusă unor excitații periodice care pot fi generate de câteva surse. O sursă de periodicitate este legată de viteza de rotație constantă a rotorului turbinei. Această viteză constantă transformă orice variații spațiale ale vântului din anvergura rotorului în solicitări periodice ale palei la efectuarea unei rotații complete.

Pentru un rotor în funcțiune, frecvențele excitabile apar ca multipli întregi ai frecvenței

rotorului per rotație ($1 \Omega, 2 \Omega \dots n \Omega$) [12]. Într-o turbină cu trei pale, frecvența de excitație aerodinamică are loc la o frecvență de rotație de trei ori a rotorului (3Ω). Pentru a evalua posibilele interacțiuni dintre aceste frecvențe de excitație și frecvențele naturale ale diferitelor componente structurale ale turbinei a fost construită diagrama lui Campbell [6], figura 4.32. În figura 4.32, liniile care încep din origine reprezintă frecvențele excitațiilor posibile până rotorul atinge turațiile nominale. Linia verticală la 130 min^{-1} reprezintă rotațiile nominale ale turbinei eoliene. Frecvențele naturale fundamentale pentru turn și pale sunt ilustrate cu curbe orizontale care, pentru pale, indică o creștere odată cu creșterea vitezei de rotație.

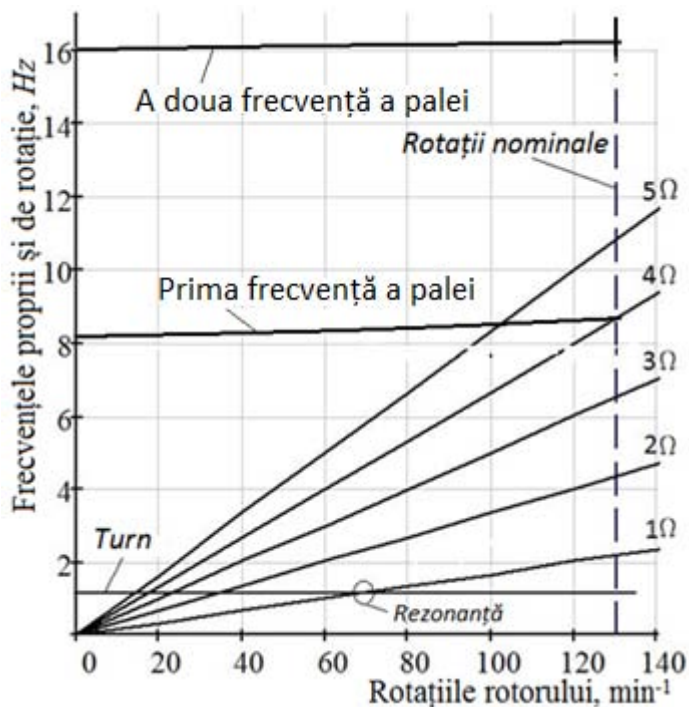


Fig. 4.32. Diagrama Campbell pentru rotorul turbinei cu pale optimizate.

Rezonanța este posibil să se producă în punctele de intersecție ale liniilor frecvențelor de excitație cu curbele frecvențelor naturale.

A doua sursă de excitație este asociată cu vibrațiile turnului.

Flexibilitatea la încovoiere a turnului poate fi reprezentată prin rigiditatea unui arc și amortizarea este dată sub forma unui coeficient de amortizare.

Pentru turnul turbinei eoliene care este construit din țevi este valabil modelul unei grinzii tubulare cu o masă la capăt, tabelul 4.7. Pentru calcularea primei frecvențe proprii a turnului este valabilă următoarea aproximare [121]:

$$f_1^2 = \frac{3.04}{4\pi^2} \frac{EI}{(M + 0.227 \cdot \mu \cdot L)L^3}, \quad (4.2)$$

în care M este masa din capătul grinzii (masa turbinei);

μ – masa turnului pe un metru de lungime (masa specifică);

L – înălțimea turnului; EI – rigiditatea la încovoiere ($\text{N} \cdot \text{m}^2$).

Prima frecvență proprie a turnului s-a obținut de 1,12 Hz.

Pentru validarea rezultatelor a fost efectuată o analiză modală a turnului și determinată prima frecvență proprie cu ajutorul aplicației de analiză modală *Modal* din platforma *ANSYS Workbench*.

Turnul a fost modelat cu dimensiunile indicate în tabelul 4.5 din oțel. În capătul turnului a fost plasată masa totală a turbinei sub formă de cub din oțel. Sistemul elastic al turbinei a fost discretizat în 14067 de elemente finite cu dimensiunea de aprox. 25×30 mm, figura 4.27, a). Turnul a fost fixat la bază și supus la vibrații cu frecvențe cuprinse între 0 și 500 Hz.

În figura 4.33 (b) este ilustrată prima formă proprie de vibrații a turnului și frecvența lui proprie. Pentru prima formă frontală s-a obținut frecvența proprie de 1,096 Hz și deplasarea vârfului turnului de 1,43 mm.

După cum se poate observa din diagrama Campbell, rotorul poate intra în rezonanță cu turnul la rotațiile de 70 min⁻¹. Conform estimărilor, acest regim de lucru ar corespunde vitezei vântului de aprox. 4,5 m/s. La această

viteză forțele aerodinamice sunt mici și influențează ne semnificativ comportamentul rotorului.

Tabelul 4.7. Parametrii sistemului elastic al turbinei

Masa turbinei M, kg	490
Diametrul turnului, m	0,32
Înălțimea L, m	12
Grosimea peretelui δ , m	0,006

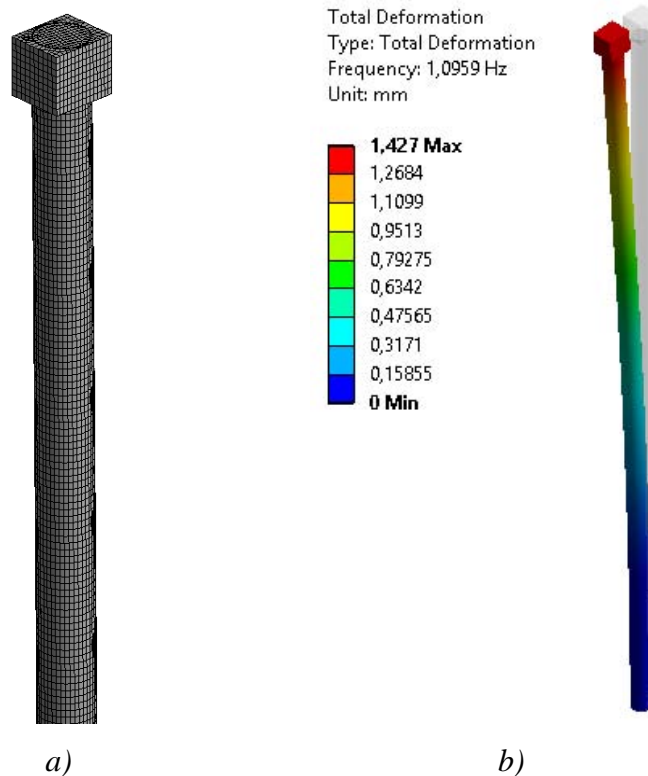
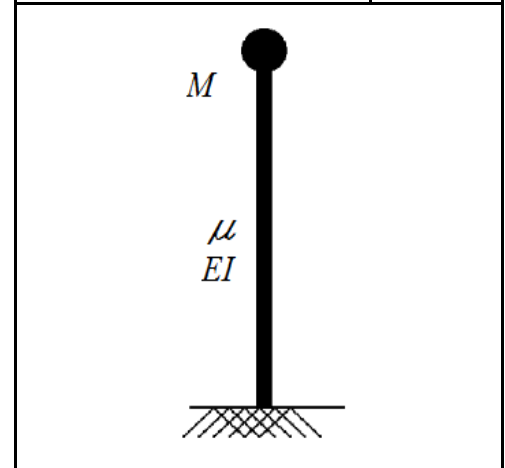


Fig. 4.33. Model structural al sistemului elastic al turbinei:
a) - sistemul elastic al turbinei discretizat; b) - prima formă proprie de vibrații a turnului și frecvența proprie.

4.5. Concluzii la Capitolul 4

Au fost stabilite următoarele concluzii:

- În baza simulărilor numerice CFD ale rotorului eolian cu eficiență sporită:
 - au fost determinate momentele de torsiune dezvoltate la axul rotorului și distribuția presiunii vântului pe suprafața palei pentru diferite viteze ale vântului (4 – 16 m/s);
 - a fost calculată curba de putere, fără a fi considerate pierderile mecanice, și comparată cu rezultatele cercetărilor efectuate pentru această turbină în lucrarea [108]. Datorită geometriei palei în care se respectă răsucire a profilului aerodinamic din fiecare secțiune transversală potrivită cu viteza fluxului de aer, s-a obținut o creștere a puterii cu $\approx 10\%$.
- În baza simulărilor interacțiunii fluidului cu structura palei (FSI) a fost verificată rezistența palei în statică pentru viteza limită a vântului de 16 m/s. După un șir de simulări experimentale a fost determinată grosimea optimă a stratificatului de material compozit din structura de rezistență la care tensiunile echivalente *von Mises* (29 MPa) și deplasarea vârfului palei sunt în limitele admisibile (195 mm). Totodată, a fost verificată rezistența stratificatului de material compozit conform următoarelor criterii: al tensiunilor maxime, Tsai-Wu, Tsai-Hill și Puck. Astfel, conform criteriului de rezistență Tsai-Hill și Tsai-Wu, cele mai solicitate straturi din interiorul materialului compozit sunt tensionate la comprimare la nivelul de 0,47 din valoarea tensiunilor limită, adică coeficientul de siguranță este ≈ 2 . Conform criteriului de rezistență Puck, tensiunile maxime care apar între fibre (adică în rășină) acționează la întindere și sunt la nivelul de 0,7 din valoarea tensiunilor limită;
- În baza analizei modale (dinamice) a modelului palei au fost determinate formele oscilațiilor armonice și a frecvențelor proprii. Pentru verificarea apariției rezonanței în rotorul elaborat, a fost construită diagrama Campbell în care au fost incluse frecvențele proprii ale palei și ale turnului turbinei. Conform acestei diagrame riscul apariției rezonanței este exclus pentru regimul de funcționare la turațiile 80 – 160 min^{-1} .

5. CONCLUZII GENERALE ȘI RECOMANDĂRI

Problema abordată în teză este consacrată argumentării teoretice și experimentale a structurii de rezistență a palei din materiale compozite sub aspectul sporirii eficienței de conversie a energiei pentru turbine eoliene de mică putere ($P < 20$ kW).

Rezultatele teoretice și experimentale obținute, concluziile și recomandările formulate reprezintă contribuții originale care, în sinteză, sunt următoarele:

1. În baza analizei macromecanicii unui strat individual și a stratificatului de material compozit în ansamblu:
 - s-a stabilit că rigiditatea stratificatului este o funcție de geometrie, proprietățile materialului și de modul de aranjare a laminelor în stratificat;
 - s-a stabilit că criteriile de rezistență principale necesare calculului rezistenței plăcilor din materiale compozite stratificate prin metode analitice și numerice sunt empirice și sunt asemănătoare cu cele utilizate pentru calculul materialelor metalice
 - s-a stabilit că criteriul de rezistență Puck este relativ mai simplu în aplicare și oferă o corelare bună cu rezultatele experimentale.
2. În baza testelor prin metoda tensometriei electrice rezistive au fost determinate caracteristicile elastice și mecanice principale ale materialelor compozite, utilizate în construcția palei [82 – 84], stabilindu-se că:
 - la solicitarea epruvetelor executate din țesătură unidirecțională pe direcția fibrelor forța maximă la tracțiune depășește de 20 de ori valoarea obținută la solicitarea pe direcție perpendiculară fibrelor;
 - la solicitarea epruvetelor executate din țesătură bidirecțională forța maximă la tracțiune depășește de 1,9 ori valoarea maximă obținută la solicitarea epruvetelor executate din țesătură unidirecțională;
 - comparația rezultatelor testelor la tracțiune cu datele din diagramele oferite de producătorul țesăturilor din fibre de sticlă care indică că: modulul de elasticitate E corelează foarte bine; tensiunile de rupere σ_r din epruvetele din țesătură unidirecțională sunt mai mici cu aproximativ 7 % decât cele indicate de producător; tensiunile de rupere pentru epruvetele din țesătură bidirecțională sunt mai mari cu 20 % decât cele indicate de producător din cauza grosimii mai mari a epruvetelor față standard;
 - rezultatele testelor la forfecare pentru epruvetele din țesătură bidirecțională au fost comparate cu cele efectuate de către Sandia National Laboratories și indică o concordanță foarte bună (abaterea este mai mică de 5%). Totodată, aceste teste au confirmat faptul că materialele compozite lucrează mai prost la forfecare (forța maximă de forfecare este de apr. 7 ori mai mică decât forța de rupere).

3. A fost validată metoda de analiză cu elemente finite a stratificatelor din materiale compozite prin utilizarea constantelor elastice obținute în rezultatul testelor [79]. Astfel, în baza simulării numerice a testelor reale s-a obținut o corelare foarte bună pentru toate epruvetele în diagramele *tensiuni – deformații specifice* (abateri de maxim 5%).
4. În baza simulărilor numerice CFD ale rotorului eolian elaborat au fost:
 - determinate momentele de torsiune dezvoltate la axul rotorului și distribuția presiunii vântului pe suprafața palei pentru diferite viteze ale vântului (4 – 16 m/s);
 - calculată curba de putere, fără a fi considerate pierderile mecanice, și comparată cu rezultatele cercetărilor efectuate pentru această turbină în lucrarea [108]. Datorită optimizării geometriei palei s-a obținut o creștere a puterii cu $\approx 10\%$.
5. A fost elaborat modelul structural al palei și modelat învelișul și structura ei din material compozit [85, 87, 91, 92, 109]. În baza simulărilor interacțiunii fluidului cu structura palei (FSI) au fost:
 - verificată rezistența palei în cvasistatică pentru viteza limită a vântului de 16 m/s. În rezultatul simulărilor experimentale multiple a fost determinată grosimea optimă a stratificatului de material compozit din structura de rezistență la care tensiunile echivalente von Mises (29 MPa) și deplasarea vârfului palei sunt în limitele admisibile (195 mm), iar masa palei modelate a fost redusă cu 20%;
 - verificată rezistența stratificatului de material compozit conform următoarelor criterii: al tensiunilor și deformațiilor maxime, Tsai-Wu, Tsai-Hill și Puck. Astfel, conform acestor criterii cele mai solicitate straturi din interiorul materialului compozit sunt tensionate la comprimare la nivelul mediu de 0,5 din valoarea tensiunilor limită, adică coeficientul de siguranță este ≈ 2 . Conform criteriului de rezistență Puck, tensiunile maxime care apar între fibre (adică în rășină) acționează la întindere și sunt la nivelul de 0,87 din valoarea tensiunilor limită;
6. În baza analizei modale (dinamice) a modelului palei au fost determinate formele oscilațiilor armonice și a frecvențelor proprii [102, 118]. Pentru verificarea apariției rezonanței în rotorul elaborat, a fost construită diagrama Campbell, în care au fost incluse frecvențele proprii ale palei și ale turnului turbinei. Conform acestei diagrame riscul apariției rezonanței este exclus pentru regimul de funcționare la turațiile 80 – 160 min^{-1} .

Direcții și obiective de cercetare pe viitor:

Pentru viitor se propune continuarea cercetărilor legate de rezistența structurii și a învelișului palei sub aspectul influenței unor factori cum ar fi: comportarea la oboseală (determinarea numărului de solicitări ciclice), degradarea materialului compozit sub influența factorilor externi etc. De asemenea, se propune efectuarea cercetărilor legate de metodele și tehnologiile de fabricare a palelor din materiale compozite prin realizarea experimentală a palei.

BIBLIOGRAFIE

1. Hotărârea de Guvern nr. 102 din 05.02.2013 cu privire la Strategia energetică a Republicii Moldova până în anul 2030.
2. Comunicarea Națională Trei a Republicii Moldova, elaborată în cadrul Convenției-cadru a Organizației Națiunilor Unite privind schimbarea climei, Ministerul Mediului, Chișinău, 2013, 411 p.
3. Pure Power. Wind energy targets for 2020 and 2030. A report by the European Wind Energy Association, 2011. 97 p. <http://www.ewea.org/publications/reports/> (vizitat 05.10.2013).
4. Bostan I. ș. a. Sisteme de Conversie a Energiilor Regenerabile, Chișinău: Tehnica-Info, 2007. 592 p.
5. Strategia Energetică a Republicii Moldova până în anul 2020. Guvernul Republicii Moldova, 2013. <http://lex.justice.md/md/346670/> (vizitat 05.10.2015).
6. Hau E. Wind Turbines. Fundamentals Technologies Applications Economics. 2nd edition, Berlin: Springer, 2006. 782 p.
7. Gasch R., Twele J. Wind Power Plants. Fundamentals Design, Construction and Operation. Second Edition, Berlin: Springer, 2012. 548 p.
8. The National Renewable Energy Labaoratory. <http://www.greencareercentralblog.com> (vizitat 14.09.2015).
9. Gurit Materials for Wind Turbine Blades. <http://gurit.fangle.co.uk/breakdown-of-a-turbine-blade.aspx> (vizitat 16.09.2015).
10. Global Wind Report 2015. Global Wind Energy Council. Brussels 2015. 77 p. <http://www.gwec.net/publications/global-wind-report-2/global-wind-report-2015-annual-market-update/> (vizitat 08.12.2015).
11. Renewable Energy Association of UK. <http://www.r-e-a.net/renewable-technologies/wind> (vizitat 13.04.2015)
12. Jha A. R. Wind Turbine Technology. USA: CRC Press 2011. 280 p.
13. Sobor I. Surse regenerabile de energie. Curs de prelegeri. Chișinău: U.T.M., 2006
14. Sobor I. ș. a. Energie Regenerabilă, Studiu de fezabilitate. Chișinău: U.T.M., 2002
15. Rachier V. Evaluarea Potențialului Energetic Eolian al Republicii Moldova. Teză de doctor în științe tehnice. Chișinău, 2016. 248 p.
16. Wind energy – General concepts. <http://www.ccpo.odu.edu/~jlblanco/windenergy/wind01> (vizitat 11.02.2014)
17. **Guțu M.** Energia eoliană, pilon al dezvoltării europene, Revista de Proprietate Intelectuală

Intellectus 1/2012, Editor: AGEPI, p. 75-79.

18. Burton T., ș. a. Wind energy handbook. West Sussex: John Wiley & Sons 2001. 617 p.
19. Park J. Simplified Wind Power Systems. California: Sylmar, 1975. 245 p.
20. Shefter Ya. I. Wind-Powered Machines. Moscow: Mashinostroyeniye, 1972. 322 p.
21. Adrianov V. N., Bystriczki D. N. Vetroelektricheskie stanczii, Gos. Energ. Izdat. Moskva-Leningrad 1960.
22. Patent. 2011/026009 A1 WO. Thermoplastic Rotor Blade. Edward Pilpel, Benjamin Pilpel, (US). International publication date 03.03.2011.
23. Patent. 7942637 B2, US. Sparcap for wind turbine rotor blade and metod of fabricating windturbine rotor blade. Afroz Akhtar, Srikanth Samudrala (IN). Date of patent: 17.05.2011
24. Patent. 7802968 B2, US. Methods and aparatus for reducing load in a rotor blade. Eric Morgan Jacobsen (US). Date of patent: 28.09.2010.
25. Patent. 2010/0008789 B2, US. Reinforced blade for wind turbine. Jensen F. (US), Date of patent: 14.01.2010.
26. Patent. 2009/0068017, US. Wind turbine blade. Rudling Paul (US). Date of patent 12.03.2009.
27. Patent. 7198471 B2, US. Wind turbine blade. Gunneskov O., Barlov N. (US) Date of patent: 03.04.2007.
28. Small Wind Turbine Manufacturers. http://www.ecobusinesslinks.com/small_wind_turbine (vizitat 11.03.2014).
29. Coelho D. Ampair AWT10 10kW Wind Turbine. <http://www.slideshare.net/DanielCoelho21/10k-w-sales-brochure-ampair-v1d/> (vizitat 10.02.2015).
30. Turbines for off-grid homes. <http://bergey.com/> (vizitat 13.03.2014).
31. Small Windturbines. <http://fortiswindenergy.com/small-wind-turbines/> (vizitat 18.04.2014).
32. Pitch controlled wind turbine. <http://www.chinawindenergy.com/products/detail-en12.html>. (vizitat 18.04.2014).
33. Bere P. Materiale compozite polimerice. U.T. Press Cluj-Napoca, 2012. 252 p.
34. Wind energy handbook. Wind Turbine Blade Structural Engineering. <http://www.gurit.com/wind-energy-handbook.aspx> (vizitat 18.05.2015).
35. Gay D., Hoa S. V., Tsai S. W. Composite Materials. Design and Applications. CRC Press 2003. 523 p.

36. Tsai S. W., Hahn H. T. Introduction to Composite Materials. Pennsylvania, 1980. 451 p.
37. Hadăr A. Structuri din compozite stratificate, Editura Academiei și Editura AGIR, București, 2002. 320 p.
38. Wei J., Zhao J. H. Three-Dimensional Finite Element Analysis on Interlaminar Stresses of Symmetric Laminates Computers and Structures. Vol. 41, nr. 4. Beijing, 1991. 431 p.
39. Reddy J. N. Mechanics of Composites Structures., New York: Mc Graw Hill 1980. 475 p.
40. Malmeister A. K., Tamuj V. P., Teters G. A. Soprotivlenye polimernyh i kompozitnyh materialov. Riga: Zinatne, 1980. 297 p.
41. Gay D. Matériaux composites. Paris: Hermes 1997. 672 p.
42. Hadăr A. Materiale compozite. Cursuri_master. Universitatea Politehnica din Bucuresti. 2014. http://www.resist.pub.ro/Cursuri_master/SMC/ (vizitat 16.07.2014)
43. Secu A. Stratificate din lamele compozite de tip matrice fire lungi. Suport de curs pentru master. 202 p.
44. Jones R. M. Mechanics of composite materials. SUA: Taylor&Francis 1999. 519 p.
45. Kaw A. K. Mechanics of composite materials. USA, 2006. 457 p.
46. Hadăr A. Probleme locale la materiale compozite. Teză de doctorat. București, 1997. 180 p.
47. Gheorghiu H., Hadăr A., Constantin N. Analiza structurilor din materiale izotrope și anizotrope. București: Printech, 1998.
48. Nahas M. N. Survey of Failure and Post-Failure Theories of Laminated Fiber-Reinforced Composites. American Society for Testing and Materials. New York 1986.
49. Narayanaswami R., Adelman H. M. Evaluation of the Tensor Polynomial and Hofman Strength Theories for Composite Materials. Journal of Composite Materials Vol. II, 1977
50. Tennison R. C., Experimental Evaluation of the Tensor Polynomial Failure Criterion for Designing Composite Structures. NASA-CR-155219. National Aeronautics Space Administration. Langley Research Center. 1977.
51. Constantin N., Jiga G., Hadăr A., Numerical Approaches in the Calculus of Laminates International Conference of Composites Engineering. New Orleans 21-24 August 1995.
52. Constantin N., Jiga G., Hadăr A., Numerical Modelling of a Fiber Reinforced Composite, The 4th European Conference on Advanced Materials Processes Italia, Padua/Venice, 25-28 septembrie, 1995.
53. Jiga G., ș. a., Numerical Calculus of Biaxial Loaded Laminates Ediția I-a a Conferinței Naționale "Optimizarea proiectării și tehnologiilor de prelucrare în construcția de mașini". Bacău, 1995. p. 26-30.

54. Puck A. and Schneider W. On failure mechanisms and failure criteria of filament-wound glass-fibre / resin composites // *Plastics & Polymers The Plastics Institute Transactions and Journal*. Oxford (UK), 1969. p. 33-42.
55. Puck A. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten – Modelle für die Praxis (Strength analysis of fibre-matrix laminates: models for practice), in German, Carl Hanser Verlag, Munich, Vienna, 1996. Disponibil on-line la adresa: www.klub.tudarmstadt.
56. Puck A. and Schürmann H. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Comp. Sci. and Techn.* 62 (2002). p. 1633-1662.
57. Knops M. The Puck theory of failure in fiber polymer laminates: Fundamentals verification, and applications. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2007. 284 p.
58. VDI Guideline 2014 Part 3. Development of Fibre-Reinforced Plastics Components Analysis” (bilingual, German and English). Berlin: Beuth-Verlag, 2006. 156 p.
59. Wu E. M. Failure Criteria to Fracture Mode Analysis of Composite Materials Paper 2, AGARD-CP-163, Advisory Group for Aerospace Research and Development Munich, West Germany, March 1975.
60. Narayanaswami R., Adelman H. M. Evaluation of the Tensor Polynomial and Hofman Strength Theories for Composite Materials *Journal of Composite Materials*. Vol. II, 1977.
61. Singiresu S. R. *The Finite Element Method in Engineering*. USA: Elsevier, 2005. 663 p.
62. Liu G. R., Quek S. S. *The Finite Element Method: A Practical Course*. Singapore: Butterworth-Heinemann, 2003. 348 p.
63. Barbero E. J. *Finite Element Analysis of Composite Materials Using ANSYS®*, Second Edition. USA. Taylor & Francis Group. 2014. 366 p.
64. Chirică I., Beznea E., Gavrilesu I. *Metode moderne de calcul al structurilor compozite*. Editura Tehnică. Iași, 2007. 224 p..
65. Chirică I., Beznea E., Chirică R. *Plăci compozite*. Editura fundației universitare „Dunărea de Jos”, Galați, 2006. 211 p.
66. Element Library. ASYS Help 15.0.
67. Askeland D. R., Fulay P. P., Wright W. J. *The Science and Engineering of Materials*. Sixth edition. Cengage Learning. USA, 2006. 921 p.
68. Niculiță C. *Contribuții teoretice și experimentale privind aripa adaptivă (morphing) pentru aeronave*. Teză de doctorat. Brașov, 2011. 173 p.
69. Vasiliev V. V., Morozov E. V. *Advanced Mechanics of Composite Materials and Structural Elements*. Third Edition. Elsevier. USA, 2013. 816 p.
70. Rosato Donald V. and Rosato Dominick V. *Reinforced Plastics Handbook*. 3rd edition. Elsevier Science 2004. 1082 p.

71. Richardson D. The fundamental principles of composite material stiffness predictions. Presentation, University of the West of England. <http://compositesgateway.org/> (vizitat 06.11.2015).
72. Mobile vacuum system with integrated resin trap. Vacmobile 20/2. <http://www.vacmobiles.com/> (vizitat 15.10.2014)
73. Bârsănescu P. D. ș. a. Tensometrie electrică rezistivă aplicată la materiale compozite. Editura Tehnopress Iași 2004. 250 p.
74. Strain Gage Selection: Criteria, Procedures, Recommendations. <http://www.vishaypg.com/micro-measurements/> (vizitat 06.11.2013).
75. Catalog general mărci tensometrice. <http://www.spectromas.ro/index>. (vizitat 20.11.2013).
76. Bârsănescu P. D. Creșterea preciziei în tensometria electrică rezistivă. Ed. OID-ICM. București, 1997. 270 p.
77. Paepegem V., Baere W. and Degrieck J. Modeling the nonlinear shear stress-strain response of glass fiber-reinforced composites. Part I: Experimental results. Composites Science and Technology, 66(10), 2006, p. 1455-1464.
78. Hermann T. M., Locke J. E. Fabrication, testing and analysis of anisotropic carbon/ glass hybrid composites. Volume 1: Technical Report Sandia National Laboratories 2006. 54 p.
79. **Guțu M.** Correlation of composite material test results with finite element analysis. The 7th International Conference on Advanced Concepts on Mechanical Engineering (ACME 2016), IOP Conference Series: Materials Science and Engineering Volume 147, June 9 - 10, 2016, Iasi, Romania.
80. Natanail R. Cercetări privind concepția și fabricația pieselor din materiale compozite pentru producția specială din industria auto. Rezumat. Teză de doctorat. Sibiu, 2011. 76 p.
81. ANSYS Composite PrepPost Training. ANSYS Inc. 2013. <http://www.ansys.com/Services> (vizitat 18.03.2015).
82. Bostan V., **Guțu M.** Determination of structural properties of glass/polyester composite for 10 kw wind turbine blades. Proceedings of the 16th International Conference - Modern Technologies Quality and Innovation. Volume I, 2012. p. 145-148.
83. **Guțu M.** Experimental and numerical analysis of stresses and strain in specimen of composite material. Meridian Ingineresc nr. 4, 2012, p. 24 – 27
84. Bostan V., **Guțu M.** Analiza cu Elemente Finite a Materialelor Compozite Pentru Construcția Palelor Turbinelor Eoliene A II-a Conferință Internațională Energetica Moldovei-2012, 4-6 Octombrie, Chișinău. p. 553-556.
85. Dulgheru V., Bostan V., **Guțu M.** Some research on finite element analysis of composite

- materials. Proceedings of the 3rd international conference on diagnosis and prediction in mechanical engineering systems. Mechanical Testing and Diagnosis ISSN 2247 – 9635, 2012 (II), Volume 3, pp 79-85.
86. Lourenco N. F. S. Predictive finite element method for axial crush of composite tubes. Thesis of Doctor of Philosophy. University of Nottingham, 2002. 178 p.
 87. Bostan V., **Guțu M.** Optimization of the strength structure for 10 kw wind turbine blades. Environmental Engineering and Management Journal. September 2011, Vol.10, No. 9, p. 1221-1224.
 88. European Standard EN 61400-2, Wind turbines Part 2: Design requirements for small wind turbines IEC 61400-2:2006, July 2006.
 89. Zhu J., Cai X. and Gu R. Aerodynamic and Structural Integrated Optimization Design of Horizontal-Axis Wind Turbine Blades. Energies 2016, 9, 2016. p. 18.
 90. Bostan I. ș. a. Antologia invențiilor. Sisteme de Conversie a Energiilor Regenerabile. Chișinău: Bons Offices SRL, 2009. 453 p.
 91. Bostan I., Dulgheru V., Sobor I., Bostan V., **Guțu M.** ș. a. *Horizontal axis wind microturbines with power of 10 kW*, in Environmental Engineering and Management Journal, Universitatea Transilvania din Brașov, România, 10-12 Noiembrie, 2011, (pag 1041-1045).
 92. Brevet de invenție. 681 Z, MD. Turbină eoliană / Bostan V., Bostan I., Dulgheru V., Sobor I., **Guțu M.**, Cererea depusă 30.09.2013, BOPI nr 9/2013.
 93. Design Modeler User's Guide <http://148.204.81.206/Ansys/readme.html>
 94. ANSYS Modeling and Meshing Guide <http://148.204.81.206/Ansys/readme.html>
 95. ANSYS CFX-Solver Theory Guide <http://148.204.81.206/Ansys/readme.html>
 96. ANSYS Structural Analysis Guide <http://148.204.81.206/Ansys/readme.html>
 97. <http://www.mh-aerotoools.de/airfoils/javafoil.htm> (vizitat 16.02.2015).
 98. Hansen M. O. Aerodynamics of Wind Turbines. Sec. ed. London: Earthscan 2008. 181 p.
 99. **Guțu M.** Unele aspecte privind structura de rezistență a palelor cu profil aerodinamic Conferința Tehnico-Științifică a Colaboratorilor, Doctoranzilor și Studenților, UTM, 17-19 noiembrie, Chișinău, 2010, p. 177 – 180.
 100. **Guțu M.** Optimizarea structurii de rezistență a palei pentru turbină eoliană de 10 kW, Conferința Tehnico-Științifică a Colaboratorilor, Doctoranzilor și Studenților, 7-10 decembrie, Chișinău, 2011, p. 186 – 189.
 101. **Guțu M.**, Crudu R. Modelarea CAD și analiza structurii palei pentru turbina eoliană cu

- puterea de 10 kW. Conferința Tehnico-Științifică a Colaboratorilor, Doctoranzilor și Studenților. Volumul II. Chișinău, 2012, p. 384-351.
102. **Guțu M.**: Modelarea numerică a interacțiunii dintre fluxul de aer și pala aerodinamică din materiale compozite. Meridian Ingineresc nr. 3, 2010, p. 34 – 36.
 103. Wang Z., Tsai G.C., Chen Y. B. One-Way Fluid-Structure Interaction Simulation of an Offshore Wind Turbine. International Journal of Engineering and Technology Innovation, vol. 4, no. 3, 2014, p. 127-137.
 104. Bazilevs Y. 3D simulation of wind turbine rotors at full scale. Part I: Geometry modeling and aerodynamics. International journal for numerical methods in fluids. Wiley Online Library (wileyonlinelibrary.com), 2010.
 105. ANSYS Workbench User's Guide. Release 15.0, ANSYS Inc. 2013. 294 p. <http://148.204.81.206/Ansys/150/Workbench%20Users%20Guide.pdf>.
 106. Huei-Huang L. Finite Element Simulations with ANSYS Workbench 12, Schroff Development Corporation, Taiwan, 2010. 589 p.
 107. American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA), AIAA Guide for the Verification and Validation of Computational Fluid Dynamics Simulations G-077-1998.
 108. Bostan V. Modele matematice în inginerie. Probleme de contact. Modelări și simulări numerice în aero-hidrodinamică. Tipogr. „Bons Offices”. Chișinău, 2014. 437 p.
 109. Brevet de invenție. Pală a rotorului turbinei eoliene. Bostan V., Bostan I., Dulgheru V., **Guțu M.**, Hotărâre de acordare a brevetului de invenție nr. 8563, nr. depozit 20160086 din 27.06.2016.
 110. Schubel P. J., Crossley R. J. Wind Turbine Blade Design. Energies. Vol. 5, 2012. p. 3425-3449 www.mdpi.com/journal/energies (vizitat 20.11.2014).
 111. Wetzel K. K., et al. The WEI6K, a 6-kW 7 m Small Wind Turbine, Final technical report 2006. p. 25-35.
 112. Serviciul Hidrometeorologic de Stat. Riscul vânturilor puternice în Republica Moldova. http://www.meteo.md/hazard/vint_put.htm (vizitat: 13.11.2013).
 113. Stanciu M., Curtu I., Tesula I. Structural Optimization of Composite from Wind Turbine Blades with Horizontal Axis Using Finite Element Analysis. Procedia Technology, Volume INTER-ENG 2015. p. 726-733. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/>.
 114. Bottasso C. L., et al. Optimization-Based Study of Bend-Twist Coupled Rotor Blades for Passive and Integrated Passive/Active Load Alleviation. Scientific Report DIA-SR 11-02, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, Politecnico di Milano, Italy, 2011. 24 p.
 115. Bottasso C. L., et al. Structural Optimization of Wind Turbine Rotor Blades by Multi-

- Level Sectional/Multibody/3DFEM Analysis. Scientific Report DIA-SR 12-01, Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale, Politecnico di Milano, Italy, 2012. 27 p.
116. Buckney N., Pirreray A. and Weaverz P. M. Structural Efficiency Analysis of the Sandia 100m Wind Turbine Blade. 32-nd ASME Wind Energy Symposium, National Harbor, Maryland, 2014. 27 p.
 117. Cerere brevet de invenție. Turbină eoliană cu ax orizontal. Bostan V., Bostan I., Dulgheru V., **Guțu M.** ș. a. nr. depozit 20160092 din 01.08.216.
 118. **Guțu M.** Analysis of a composite blade design for 10 kw wind turbine using a finite element model. Applied Mechanics and Materials Vol. 657 (2014) p. 589-593.
 119. Blevins R. D. Flow-Induced Vibration. Van Nostrand Reinhold. New York, 1977.
 120. McKittrick R., et al. Analysis of a composite blade design for the AOC 15/50 wind turbine using a finite element model. Sandia Report 2001. 46 p.
 121. Tempel J. and Molenaar D. Wind turbine structural dynamics – A review of the principles for modern power generation, onshore and offshore. Wind Engineering Volume 26, No. 4, (2002) p. 211–220.

ANEXE

Anexa 1. Acte de implementare

Aprobat:

**Prorector Serviciu
Administrativ și Construcții
Capitale al Universității
Tehnice a Moldovei
Pavel Spânu**



Aprobat:

**Prorector
pentru Cercetarea Științifică
a Universității Tehnice a
Moldovei
Prof. Dr. hab. Valeriu Dorogan**



ACT

**privind implementarea a 2 turbine eoliene cu puterea de 10 kW fiecare în
sistemul de iluminare nocturnă a Parcului - Dendrariu al Universității
Tehnice a Moldovei, or. Chișinău (sect. Râșcani)**

Noi, subsemnații, am elaborat prezentul act, care confirmă implementarea a 2 turbine eoliene cu ax orizontal cu trei pale, puterea de 10 kW fiecare, elaborate și fabricate de *Centrul de Elaborare a Sistemelor de Conversie a Energiilor Regenerabile* de la Universitatea Tehnică a Moldovei, în sistemul de iluminare nocturnă a Parcului - Dendrariu al Universității Tehnice a Moldovei, or. Chișinău (sect. Râșcani).

**Șef Secție Construcții Capitale și
Reparații
Elena Popa**

**Din partea Centrului de Elaborare a
Sistemelor de Conversie a
Energiilor Regenerabile:**

Acad. Ion Bostan

Dr. hab. prof. Valeriu Dulgheru

Dr. conf. Viorel Bostan

Dr. prof. univ. Ion Sobor

Dr. conf. univ. Anatol Sochireanu

Ciobanu Oleg

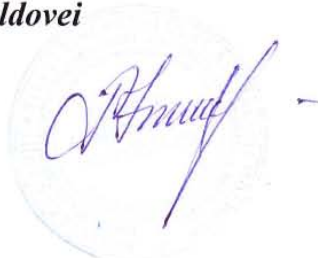
Ciobanu Radu

Drd. Guțu Marin

Drd. Crudu Radu

Aprobat:

*Prorector Serviciu
Administrativ și Construcții
Capitale al Universității
Tehnice a Moldovei
Pavel Spânu*



Aprobat:

*Prorector
pentru Cercetarea Științifică
a Universității Tehnice a
Moldovei
Prof. Dr. hab. Valeriu Dorogan*




ACT


privind implementarea a unei turbine eoliene cu puterea de 10 kW la Centrul de Implementare a Tehnologiilor Avansate CITA „Etalon” al Universității Tehnice a Moldovei, or. Chișinău (sect. Botanica)

Noi, subsemnații, am elaborat prezentul act, care confirmă implementarea a unei turbine eoliene cu ax orizontal cu trei pale, puterea de 10 kW, elaborată și fabricată de *Centrul de Elaborare a Sistemelor de Conversie a Energiilor Regenerabile* de la Universitatea Tehnică a Moldovei, la Centrul de Implementare a Tehnologiilor Avansate CITA „Etalon” al Universității Tehnice a Moldovei, or. Chișinău (sect. Botanica).

**Șef Secție Construcții Capitale și
Reparații**
Elena Popa



**Din partea Centrului de Elaborare a
Sistemelor de Conversie a
Energiilor Regenerabile:**



Acad. Ion Bostan
Dr. hab. prof. Valeriu Dulgheru
Dr. conf. Viorel Bostan
Dr. prof. univ. Ion Sobor
Dr. conf. univ. Anatol Sochireanu
Ciobanu Oleg
Ciobanu Radu
Drd. Guțu Marin
Drd. Crudu Radu

APROB

Prorector pentru cercetare și doctorat,
dr. hab., prof. univ. Valerian DOROGAN

APROB

Prorector pentru studii,
dr., conf. univ. Serghei ANDRONIC

A C T

**privind utilizarea în procesul de studii ciclul II (master),
în cadrul departamentului „Bazele Proiectării Mașinilor”,
a rezultatelor cercetărilor științifice ale lectorului universitar Marin GUȚU**

Comisia în componența: președinte - decanul facultății „Inginerie Mecanică, Industrială și Transporturi”, dr., conf. univ. V. Cartofeanu și membrii: coordonator program de studii „Rezistența Materialelor”, departament „Bazele Proiectării Mașinilor”, dr., conf. univ. V. Balan; academician, prof. univ., dr. hab. I. Bostan; lector superior departamentul „Transporturi”, V. Plămădeală au alcătuit următorul act:

Comisia în ședința din 13.04.2016 a examinat faptul utilizării în procesul de studii de masterat a rezultatelor științifice de cercetare obținute de lect. univ. M. Guțu în cadrul tezei de doctorat: „Cercetarea structurii de rezistență a palelor aerodinamice pentru turbine eoliene”.

Comisia a stabilit că în baza cercetărilor științifice efectuate în cadrul tezei de doctorat au fost fabricate, testate și determinarea proprietățile mecanice la tracțiune și forfecare a materialelor compozite pentru construcția palelor pentru turbina eoliană de mică putere, a fost argumentată geometria palei și structura de rezistență prin modelarea interacțiunii fluidului cu structura palei, publicate în reviste și culegeri naționale și internaționale 13 lucrări științifice, obținute 3 brevete de invenție, elaborate mostre demonstrative și postere prezentate la expoziții naționale și internaționale, care au fost apreciate la nivel înalt.

Rezultatele cercetărilor științifice obținute de lectorului universitar M. Guțu sunt utilizate în procesul de studii de masterat la specialitatea IS CER în următoarele forme:

1. În prelegeri: în programul de studii de masterat.

2. În lucrări de laborator: în programul de studii de masterat la lucrări de laborator a fost inclusă o lucrare de laborator privind studiul profilelor aerodinamice ale palelor pentru turbine eoliene de mică putere și o lucrare de laborator privind proiectarea și fabricarea mostrelor din materiale compozite.

Decan FIMIT

Coordonator program de studii
„Rezistența Materialelor”, conf. univ., dr.

Academician, prof. univ., dr. hab.

Responsabil pentru studii de Masterat
lector superior

V. Cartofeanu

V. Balan

I. Bostan

V. Plămădeală

Anexa 2. Brevete de invenție

	
	
MD 681 Z 2014.04.30	
REPUBLICA MOLDOVA	
	
(19) Agenția de Stat pentru Proprietatea Intelectuală	(11) 681 (13) Z (51) Int.Cl: <i>F03D 1/00</i> (2006.01) <i>F03D 7/04</i> (2006.01) <i>F04B 17/02</i> (2006.01) <i>F22B 3/06</i> (2006.01)
(12) BREVET DE INVENȚIE DE SCURTĂ DURATĂ	
(21) Nr. depozit: s 2013 0028 (22) Data depozit: 2013.02.14	(45) Data publicării hotărârii de acordare a brevetului: 2013.09.30, BOPI nr. 9/2013
(71) Solicitant: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD	
(72) Inventatori: BOSTAN Ion, MD; DULGHERU Valeriu, MD; BOSTAN Viorel, MD; SOBOR Ion, MD; SOCHIREANU Anatol, MD; VACULENCO Maxim, MD; CIOBANU Oleg, MD; CIOBANU Radu, MD; ODAINĂI Valeriu, MD; CRUDU Radu, MD; GUTU Marin, MD; GLADIȘ Vitalie, MD	
(73) Titular: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD	
(54) Turbină eoliană	
(57) Rezumat:	
<p>1</p> <p>Invenția se referă la energetica eoliană, și anume la turbine eoliene destinate consumatorilor individuali.</p> <p>Turbina eoliană conține un rotor cu pale (1) cu profil aerodinamic, fixat într-o gondolă (2), instalată cu posibilitatea rotirii în jurul turnului prin intermediul unui lanț cinematic constituit din două transmisii cu melc, două roți-vindroză, amplasate simetric pe un arbore comun de ambele părți ale gondolei (2), și un generator de energie (7) electric sau termic, montat între secțiunile turnului. Arborele (5) rotorului este legat cinematic cu arborele (6) generatorului de energie (7) prin intermediul unui multiplicator (8) cu roți dințate conice (9, 10). Arborele de ieșire (11) al multiplicatorului (8), legat rigid cu roata dințată conică (10), este legat cu arborele (6) generatorului de energie (7) prin intermediul unui cuplaj (12), unui arbore torsional (13) și unui cuplaj toroidal cu element elastic (14). O roată melcată a unei transmisii cu melc, care angrenează cu roata melcată a roților-vindroză, este instalată rigid pe o carcasă tubulară, fixată cu o flanșă pe capătul superior al turnului. Arborele de ieșire</p>	<p>2</p> <p>(11) al multiplicatorului (8) este instalat cu posibilitatea rotirii pe lagărele radial-axiale în interiorul carcasei tubulare. Gondola (2) este instalată prin intermediul unui rulment cu role cu autoreglare și al unui rulment radial pe suprafața exterioară a carcasei tubulare cu posibilitatea rotirii în jurul axei turnului.</p> <p>Revendicări: 3 Figuri: 7</p> 
 CHIȘINĂU	



MD 1007 Z 2016.10.31

REPUBLICA MOLDOVA



(19) Agenția de Stat
pentru Proprietatea Intelectuală

(11) **1007** (13) **Z**
(51) Int.Cl: *F03B 13/12* (2006.01)
F03B 13/26 (2006.01)

(12) **BREVET DE INVENȚIE
DE SCURTĂ DURATĂ**

(21) Nr. depozit: s 2015 0130
(22) Data depozit: 2015.09.22

(45) Data publicării hotărârii de
acordare a brevetului:
2016.02.29, BOPI nr. 2/2016

(71) Solicitant: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD

(72) Inventatori: BOSTAN Ion, MD; DULGHERU Valeriu, MD; GUȚU Marin, MD

(73) Titular: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD

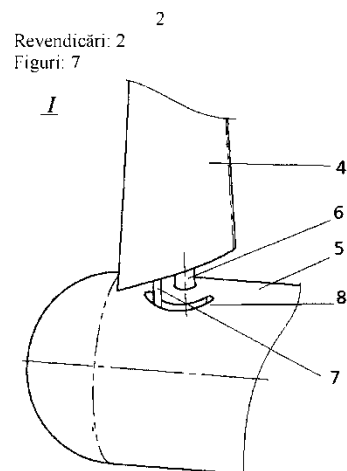
(54) **Instalație mareică (variante)**

(57) **Rezumat:**

Invenția se referă la sisteme de conversie a energiei de la sursele regenerabile, și anume la instalații de conversie a energiei fluxurilor și refluxurilor.

Instalația mareică, conform primei variante, include un rotor cu pale (4) cu profil hidrodinamic, arborele căruia este legat rigid cu rotorul unui generator electric cu magneți permanenți. Palele (4) sunt instalate pe butucul (5) rotorului prin intermediul unor osii (6) și al unor tije (7), instalate în caneluri (8), executate pe butuc (5) în formă de arc de cerc.

Conform variantei a doua, instalația mareică include două rotoare cu pale cu profil hidrodinamic, instalate din părțile opuse ale generatorului electric. Arborele unui rotor cu pale este legat rigid cu rotorul generatorului electric, iar arborele celui de-al doilea este legat printr-un cuplaj unisens cu statorul generatorului electric. Palele rotoarelor sunt instalate pe butuci orientate unele față de celelalte la un unghi de 180°.



MD 1007 Z 2016.10.31



DIRECȚIA BREVETE

AGEPI

IDNO 1015601000112

PATENTS DEPARTMENT

nr. 14181
din 2016.12.1

DULGHERU Valeriu,
str. Studenților nr. 9, of. 208,
MD-2068, Chișinău, Republica Moldova

HOTĂRÂRE

nr. 8563 din 2016.12.09

În urma examinării dosarului cererii de brevet de invenție de scurtă durată:

- (21) Nr. depozit: s 2016 0086
- (22) Data depozit: 2016.06.27
- (54) Titlul: **Pală a rotorului turbinei eoliene**

și în temeiul art. 52(3) din Legea nr. 50/2008 privind protecția invențiilor, Direcția Brevete, Secția Examinare

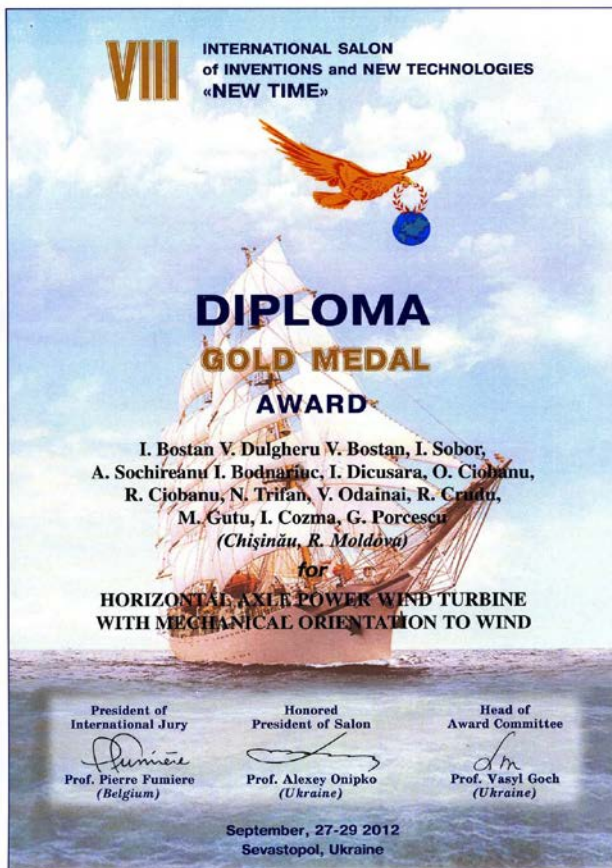
HOTĂRĂȘTE

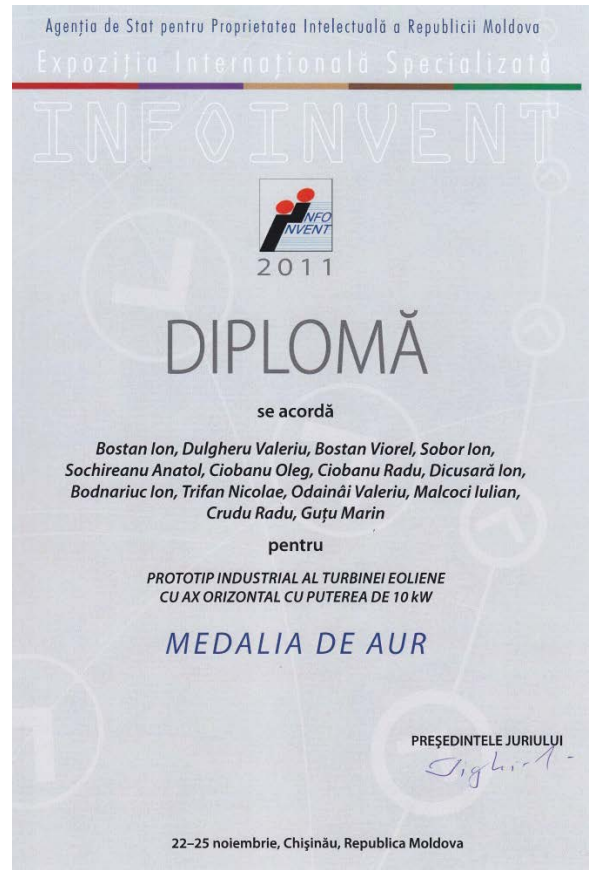
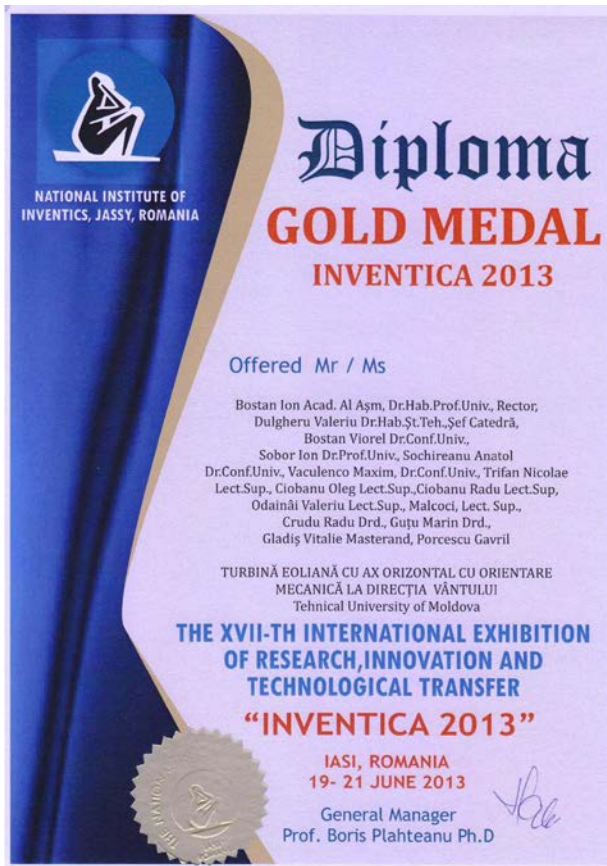
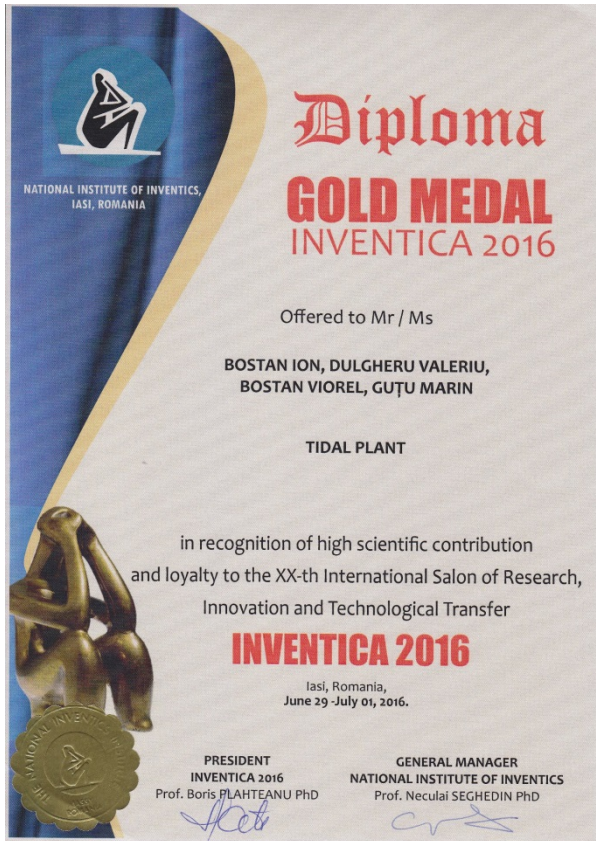
Acordarea brevetului de invenție de scurtă durată conținând următoarele date:

- (13) Y
- (51) **Int.Cl:** *F03D 7/02* (2006.01)
F03D 80/00 (2016.01)
F03D 80/40 (2016.01)
- (21) s 2016 0086
- (22) 2016.06.27
- (71) UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD
- (72) BOSTAN Viorel, MD; BOSTAN Ion, MD; DULGHERU Valeriu, MD; GUȚU Marin, MD
- (73) UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD
- (54) **Pală a rotorului turbinei eoliene**

(57) **Rezumat** Invenția se referă la sisteme de conversie a energiei regenerabile, și anume la structura longeroanelor ale palelor rotorului turbinei eoliene.

Paleta rotorului turbinei eoliene conține un înveliș (1) cu profil aerodinamic, executat din material compozit, în interiorul căruia este amplasat un longeron (2), alcătuit din două plăci longitudinale (4) și (5), executate din material compozit, între care este montată perpendicular o a treia placă (6). Longeronul (2) conține o talpă, care constă dintr-o placă de fixare (3), unită cu plăcile longitudinale (4) și (5), totodată placa de fixare (3) și porțiunile alăturate ale









UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN CLUJ-NAPOCA
sub egida MINISTERULUI EDUCAȚIEI NAȚIONALE ȘI CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE
ȘI ACADEMIEI DE ȘTIINȚE TEHNICE DIN ROMÂNIA, FILIALA CLUJ

**SALONUL INTERNAȚIONAL DE INVENTICĂ
PRO INVENT** ediția a XII-a, 2014, Cluj-Napoca,
România

DIPLOMA

DE EXCELENȚĂ ȘI MEDALIA DE AUR

Se acordă: Dr. hab. academician Bogdan Ion, dr. hab. prof. Dulgheru Valeriu, dr. Bostan Viorel, dr. Sobor Ion, dr. Sochireanu Anatol, dr. Vasilescu Marina, dr. Bodnaric Ion, lector superior, Dăncușă Ion, Ciobanu Oleg, Ciobanu Radu, Trifan Nicolae, Căpâlnău Valeriu, doctoranz, Crudu Radu, Guju Marin, master Gladys Viarek, masterand Poroscu Gavril – UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI
PROTOTIP INDUSTRIAL AL TURBINEI EOLIENE CU AX ORIZONTAL CU ROTI
VINDROZE ȘI GENERATOR TERMIC

Pentru:

PREȘedintele SALONULUI,
Prof. dr. ing. AUREL VLAICU
Rector al
Universității Tehnice din Cluj-Napoca



PREȘedintele JURULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU




UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN CLUJ-NAPOCA
sub egida MINISTERULUI EDUCAȚIEI NAȚIONALE ȘI CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE
ȘI ACADEMIEI DE ȘTIINȚE TEHNICE DIN ROMÂNIA, FILIALA CLUJ

**SALONUL INTERNAȚIONAL DE INVENTICĂ
PRO INVENT**, Ediția a XIV-a, 2016, Cluj-Napoca, România

DIPLOMA

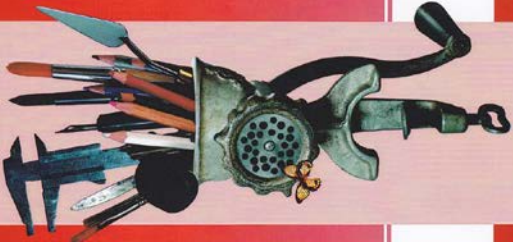
**DE EXCELENȚĂ
ȘI MEDALIA DE AUR CU MENȚIUNE SPECIALĂ**

Se acordă Ion Bostan, Valeriu Dulgheru, Viorel Bostan, Marin Guju
De la UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI
Pentru INSTALAȚIE MARECĂ

PREȘedintele SALONULUI,
Prof. dr. ing. VASILE TOPA
Rector al
Universității Tehnice din Cluj-Napoca



PREȘedintele JURULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU

UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN CLUJ-NAPOCA
CAMBRA DE COMERȚ ȘI INDUSTRIE CLUJ
EXPO TRANSILVANIA, CLUJ-NAPOCA
sub egida MINISTERULUI EDUCAȚIEI, CERCETĂRII, TINERETULUI ȘI
SPORTULUI - A.A.S.C.S.
ACADEMIEI DE ȘTIINȚE TEHNICE DIN ROMÂNIA, FILIALA CLUJ


**SALONUL INTERNAȚIONAL DE INVENTICĂ
PRO INVENT** ediția a IX-a, 2011, Cluj-Napoca

DIPLOMA


DE EXCELENȚĂ ȘI MEDALIA DE ARGINT

Se acordă D-prec/D-prec Bostan Ion, (MD), Dulgheru Valeriu (MD), Bostan Viorel (MD), Sobor Ion, Sochireanu Anatol (MD), Ciobanu Oleg (MD), Ciobanu Radu (MD), Dăncușă Ion (MD), Trifan Nicolae (MD), Bodnaric Ion (MD), Ciupercă Radu (MD), Olăraș Valeriu (MD), Mălcociu Iliețar (MD), Crudu Radu (MD), Guju Marin (MD)
pentru TURBINE EOLIENE CU AX ORIZONTAL CU PUTEREA DE 10 KW

PREȘedintele SALONULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU
Rector al
Universității Tehnice din Cluj-Napoca



DIRECTOR AL SALONULUI
Ing. IOAN AVRAM
Rector al
EXPO TRANSILVANIA




UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN CLUJ-NAPOCA
sub egida MINISTERULUI EDUCAȚIEI ȘI CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE
ȘI ACADEMIEI DE ȘTIINȚE TEHNICE DIN ROMÂNIA, FILIALA CLUJ

**SALONUL INTERNAȚIONAL DE INVENTICĂ
PRO INVENT**, Ediția a XIII-a, 2015, Cluj-Napoca, România

DIPLOMA

**DE EXCELENȚĂ
ȘI MEDALIA DE AUR CU MENȚIUNE SPECIALĂ**

Se acordă BOSTAN, V. DULGHERU, V. BOSTAN, I. SOBOR, M. VACULENCO,
I. BODNARIUC, I. DICUSARA, N. TRIFAN, O. CIOBANU, R. CIOBANU, V. ODAINAI,
M. GUTU, V. GLADIS, G. PORCESCU
UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI
Pentru PROTOTIP INDUSTRIAL AL TURBINEI EOLIENE CU AX ORIZONTAL
CU ORIENTARE MECANICĂ LA DIRECTIA VANTULUI

PREȘedintele SALONULUI,
Prof. dr. ing. AUREL VLAICU
Rector al
Universității Tehnice din Cluj-Napoca



PREȘedintele JURULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU



IAȘI - ROMÂNIA



DIPLOMA

EURO INVENT
EUROPEAN EXHIBITION OF
CREATIVITY AND INNOVATION
EXPOZIȚIA EUROPEANĂ A
CREATIVITĂȚII ȘI INOVAȚIEI

Horizontal Axle Power Wind Turbine with mechanical orientation to wind
Bostan Ion, Dulgheru Valeriu, Bostan Viorel, Sobor Ion, Sochireanu Anatol,
Bodnariuc Ion, Dicusară Ion, Ciobanu Oleg, Ciobanu Radu, Trifan Nicolae,
Odainăi Valeriu, Crudu Radu, Guțu Marin, Alcaz Dumitru, Porcescu Gavril

SILVER MEDAL

President of International Jury
Prof. Neda ANDRASSY

President of Exhibition
Prof. Ion SANDU








EUROINVENT
2012

12 May 2012

International Year of
CHEMISTRY
2011



DIPLOMA

EURO INVENT
EUROPEAN EXHIBITION OF
CREATIVITY AND INNOVATION
EXPOZIȚIA EUROPEANĂ A
CREATIVITĂȚII ȘI INOVAȚIEI






Power Wind Turbine with Horizontal Axle

Bostan Ion, Dulgheru Valeriu, Bostan Viorel, Sobor Ion, Sochireanu Anatol,
Ciobanu Oleg, Ciobanu Radu, Dicusară Ion, Trifan Nicolae, Bodnariuc Ion,
Ciupercă Radu, Odainăi Valeriu, Malcoci Iulian, Crudu Radu, Guțu Marin

GOLD MEDAL

President of International Jury
Kane Kravner


President of Exhibition
Prof. Ion SANDU

EUROINVENT
2011

14 May 2011

IAȘI - ROMÂNIA



DIPLOMA






EURO INVENT
EUROPEAN EXHIBITION OF
CREATIVITY AND INNOVATION
EXPOZIȚIA EUROPEANĂ A
CREATIVITĂȚII ȘI INOVAȚIEI

Industrial prototype of horizontal axle power wind turbine with wind mechanical orientation
Bostan Ion, Dulgheru Valeriu, Bostan Viorel, Sobor Ion, Vaculenco Maxim,
Botnariuc Ion, Dicusară Ion, Trifan Nicolae, Ciobanu Oleg, Ciobanu Radu,
Odainăi Valeriu, Guțu Marin, Gladîș Vitalie, Porcescu Gavril

GOLD MEDAL

President of International Jury
Dr.Eng. Mohd Mustafiz BAKRI ABDULLAH

President of Exhibition
Prof. Ion SANDU

EUROINVENT
2015

May 16, 2015

IAȘI - ROMÂNIA



DIPLOMA

EURO INVENT
EUROPEAN EXHIBITION OF
CREATIVITY AND INNOVATION
EXPOZIȚIA EUROPEANĂ A
CREATIVITĂȚII ȘI INOVAȚIEI

Industrial prototype of horizontal axle power wind turbine with windroze wheeled and heat generator
Industrial prototype of microhydropower plant with modified vertical axis hydrodynamic rotor

Bostan Ion, Dulgheru Valeriu, Bostan Viorel, Sobor Ion, Sochireanu Anatol, Vaculenco Maxim,
Bodnariuc Ion, Dicusară Ion, Ciobanu Oleg, Ciobanu Radu, Trifan Nicolae, Odainăi Valeriu, Crudu
Radu, Guțu Marin, Gladîș Vitalie, Porcescu Gavril

GOLD MEDAL

President of International Jury
Dr.Eng. Mohd Mustafiz BAKRI ABDULLAH

President of Exhibition
Prof. Ion SANDU



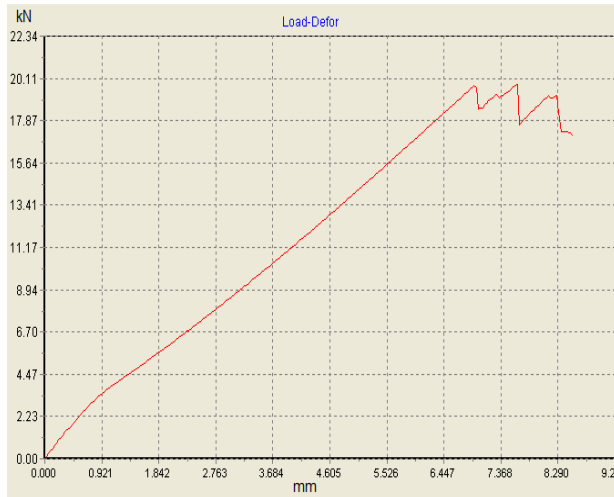




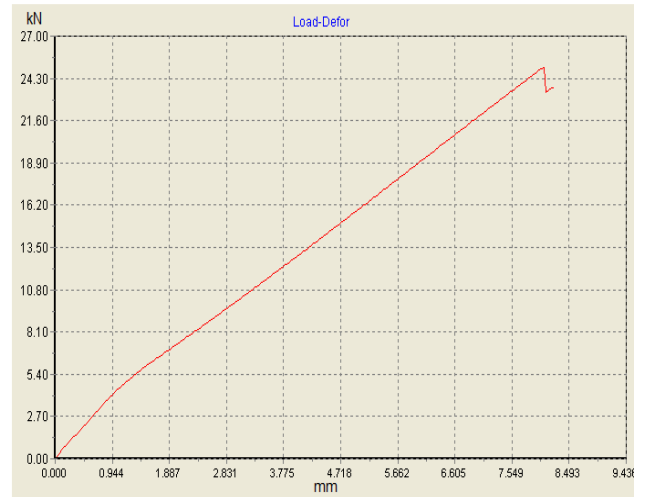
EUROINVENT
2014

24 May 2014

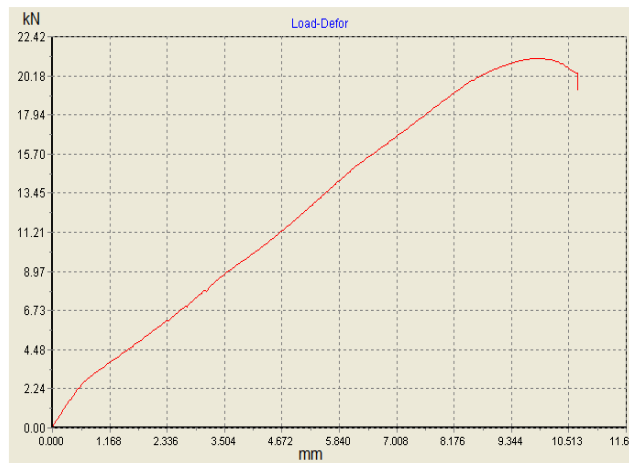
Anexa 4. Graficele dependenței dintre cursă și forță ale epruvetelor testate



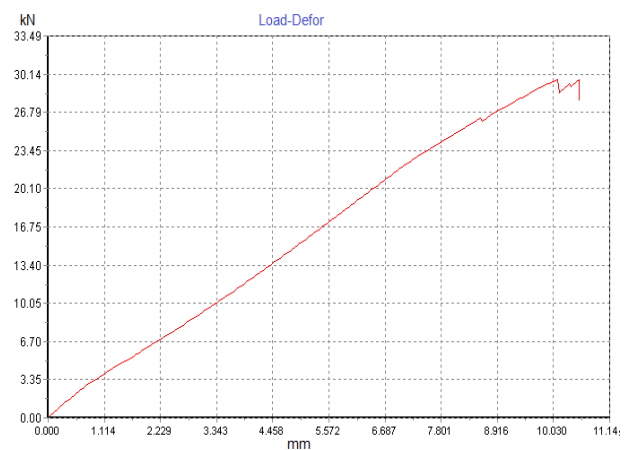
UD1



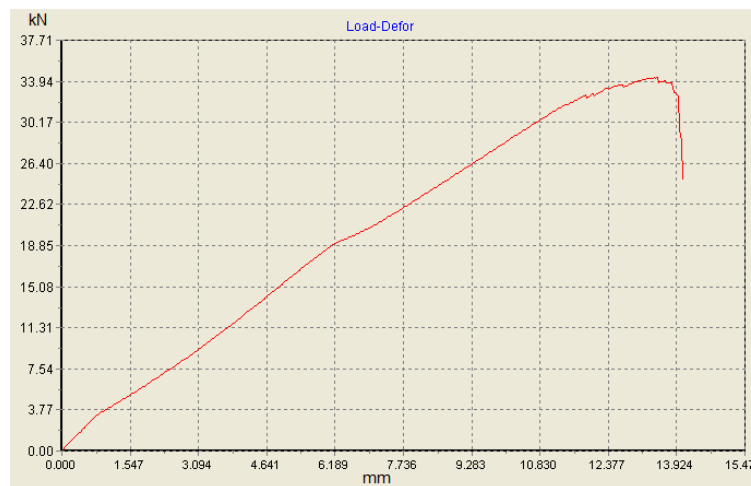
UD2



UD3

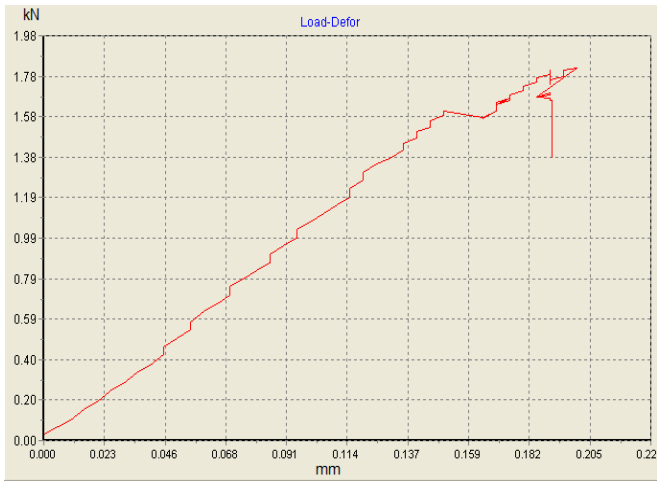


UD4

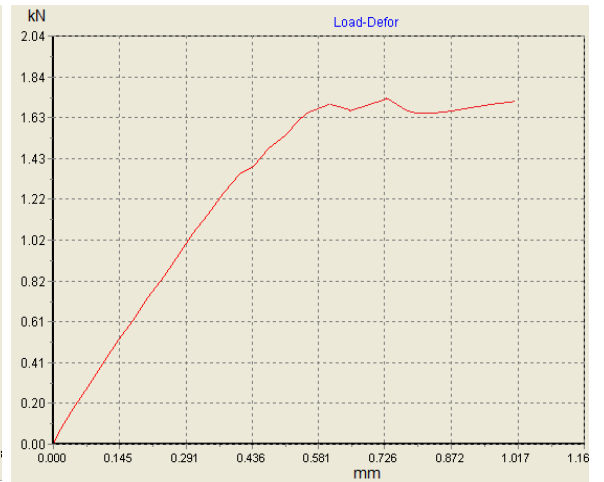


UD5

Fig. A.4.1. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor armate unidirecțional solicitate pe direcția fibrelor.



UDT1



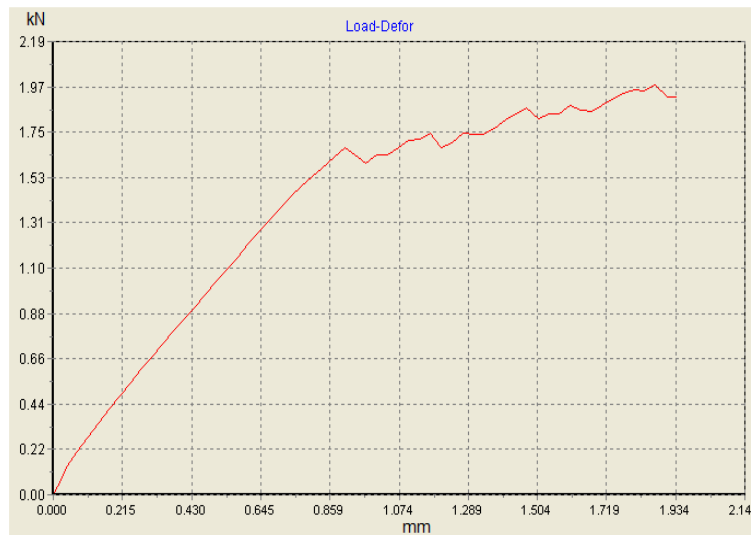
UDT2



UDT3

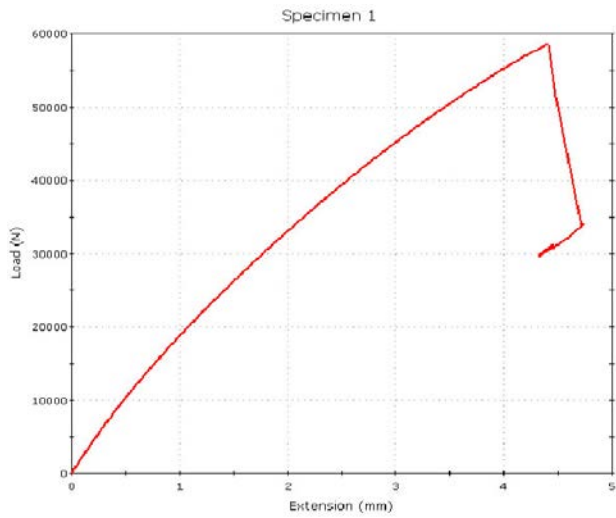


UDT4

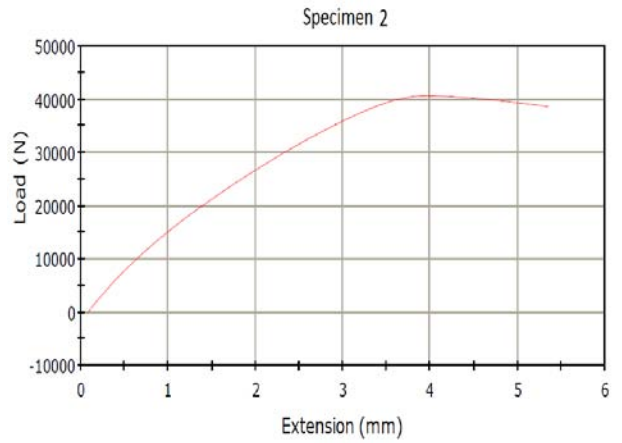


UDT5

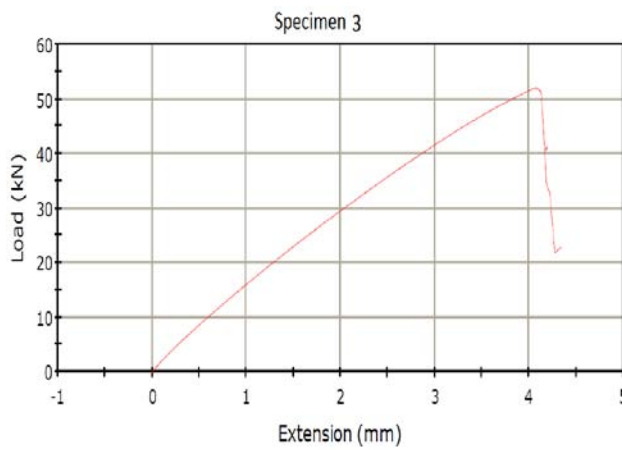
Fig. A.4.2. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor armate unidirecțional solicitate perpendicular pe direcția fibrelor.



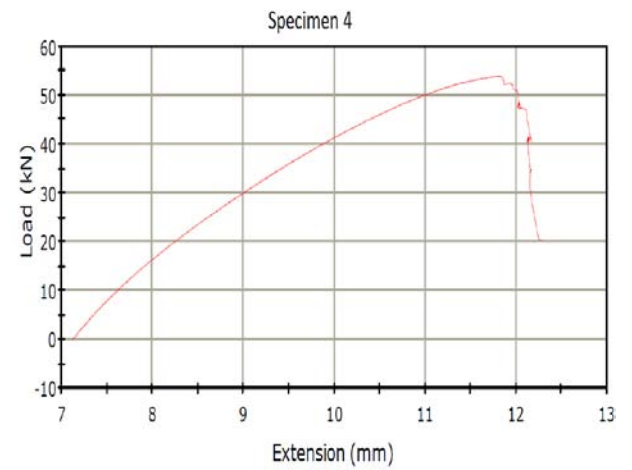
WR1



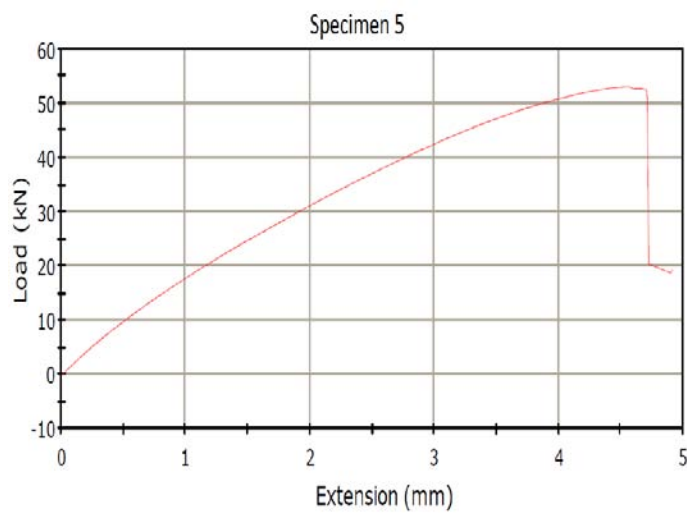
WR2



WR3

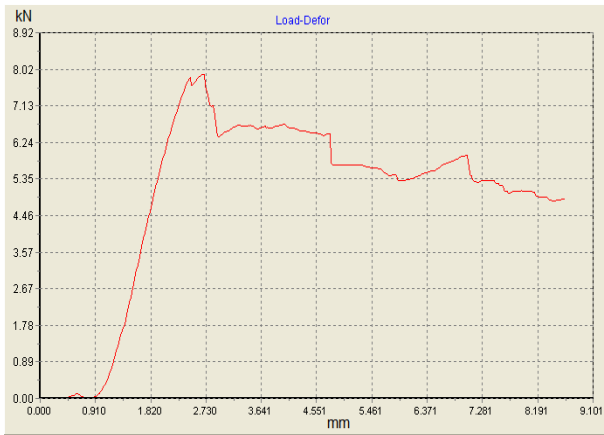


WR4

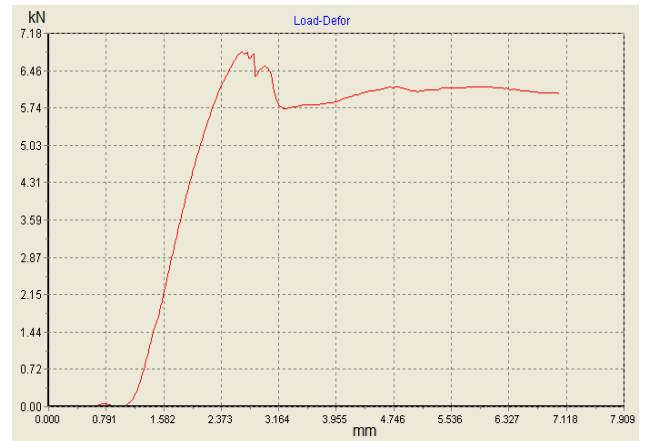


WR5

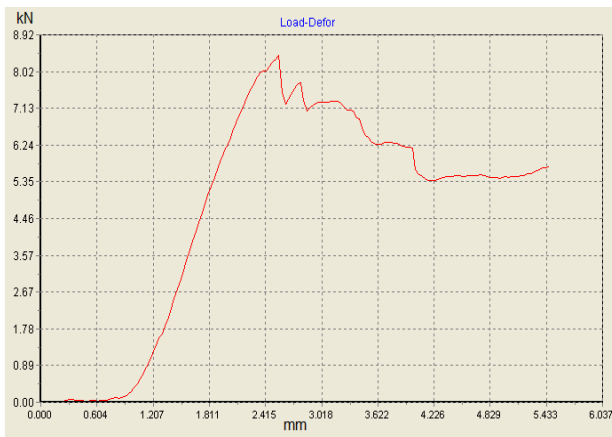
Fig. A.4.3. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor formate din țesătură bidirecțională solicitate la tracțiune.



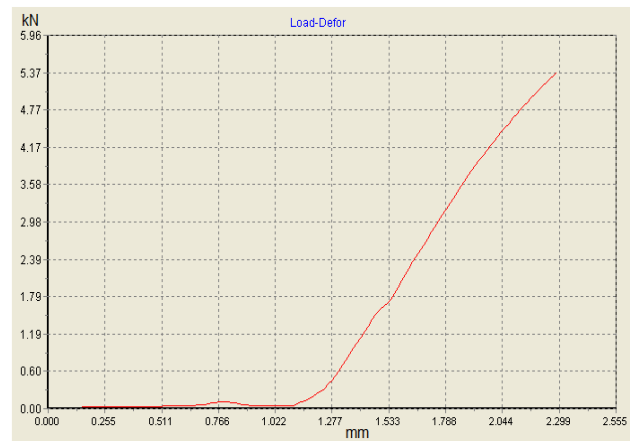
WR1



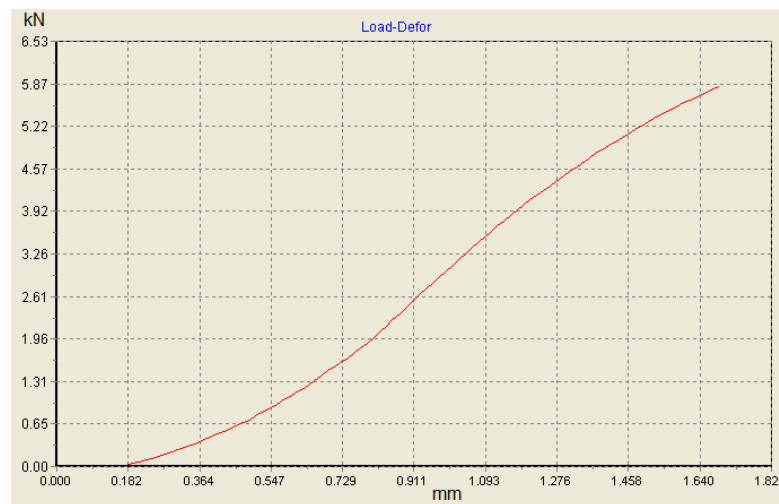
WR2



WR3



WR4



WR5

Fig. A.4.4. Dependența dintre cursă și forță în cazul epruvetelor formate din țesătură bidirecțională solicitate la forfecare.

DECLARAȚIA PRIVIND ASUMAREA RĂSPUNDERII

Subsemnatul, declar pe răspundere personală că materialele prezentate în teza de doctorat sunt rezultatul propriilor cercetări și realizări științifice. Conștientizez că, în caz contrar, urmează să suport consecințele în conformitate cu legislația în vigoare.

Guțu Marin

Semnătura

Data

CURRICULUM VITAE

Informații personale

Nume / Prenume **Guțu Marin**
Data nașterii 13.08.1985
Adresă R. Moldova, r. Soroca, s. Egoreni
Telefon Mobil: (+373) 68060054
E-mail maringutu8@gmail.com



Educație și formare

Studii licență UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI,
2004 – 2008 FACULTATEA *INGINERIE MECANICĂ INDUSTRIALĂ ȘI TRANSPORTURI*
Calificarea / diploma Inginer licențiat în mecanică,
obținută specialitatea: *Mașini și Aparate în Industria Alimentară*

STUDII DE MASTERAT Universitatea Tehnică a Moldovei,
2008 – 2009 facultatea: Inginerie și Management în Construcția de Mașini
Calificarea / diploma Master în Inginerie și activități ingineresti,
obținută specializarea: *Ingineria Sistemelor de Conversie a Energiilor
Regenerabile*

STUDII DE DOCTORAT Universitatea Tehnică a Moldovei,
2009 - 2012 FACULTATEA *INGINERIE MECANICĂ INDUSTRIALĂ ȘI TRANSPORTURI*

EXPERIENȚA PROFESIONALĂ

01.09.2012 - prezent **Lector**
DEPARTAMENT "*Procese, Mașini și Aparate Industriale*"
UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI

01. 10.2008 - 04.09.2009 **Mecanic operator**
Paninela S.R.L., Chișinău, str. Albișoara 68

Competențe personale

Cunoașterea limbilor Engleză – B2, Rusă – bine

Competențe și abilități sociale și de comunicare Experiența muncii în echipă de cercetare, participări în programe internaționale de mobilitate, participări la conferințe naționale și internaționale cu publicări de articole.

Domeniile de activitate științifică: Sisteme de conversie a energiilor regenerabile; Proiectare 3D, analiza cu elemente finite și optimizări structuri de rezistență din materiale compozite.

Competențe și aptitudini de utilizare calculator ANSYS, SolidWorks, MathCAD, AutoCAD, Adobe Photoshop, Adobe Acrobat, MS Office (Word, Excel, PPT).

Alte competențe și aptitudini Permis de conducere cat. B, grad militar Sergent Inferior.

Decorări, aprecieri:

- *Premiul municipal pentru tineret în domeniul științei și tehnicii, ediția 2011, Primăria municipiului Chișinău;*
- *Bursa de excelență a guvernului, 2012*