



UNIUNEA EUROPEANĂ



GUVERNUL ROMÂNIEI
MINISTERUL MUNCII, FAMILIEI
ȘI PROTECȚIEI SOCIALE
AMPOSDRU



Fondul Social European
POSDRU 2007-2013



Instrumente Structurale
2007-2013



MINISTERUL
EDUCAȚIEI
CERCETĂRII
TINERETULUI
ȘI SPORTULUI
OIPOSDRU



Universitatea: „Dunărea de Jos” din Galați
Facultatea: „Arhitectură Navală”

TEZĂ DE DOCTORAT

**CONTRIBUȚII PRIVIND STUDIUL CONLUCRĂRII PLĂCILOR
COMPONENTE DINTR-O STRUCTURĂ NAVALĂ CONFEȚIONATĂ
DIN MATERIALE COMPOZITE**

**CONTRIBUTIONS TO THE STUDY OF COMPONENT PLATES
COOPERATION IN A NAVAL STRUCTURE MADE OF
COMPOSITE MATERIALS**

REZUMAT

**Doctorand
Ing. Florentina Țocu**

**Conducător Științific
Prof.univ.dr.ing. Costel Iulian Mocanu**

Lucrare finanțată în cadrul proiectului POSDRU EFICIENT 88/1.5/S ID-61445 2009-2012.

Galați 2012

CUPRINS

	Pg. teză	Pg. rezumat
PREFAȚĂ	I	-
LISTA PRINCIPALELOR NOTAȚII	II	-
ACTUALITATEA, OBIECTIVELE ȘI ORGANIZAREA TEZEI	6	6
 C A P I T O L U L 1		
Stadiul actual privind folosirea materialelor compozite în construcția navelor speciale și de agrement.	10	10
1.1 Considerații generale	11	11
1.2 Definiții și concepții	11	11
1.3 Clasificarea materialelor compozitelor. Caracteristicile componentelor	12	11
1.4 Caracteristici ale materialelor compozite	14	12
1.5 Domenii de utilizare	16	12
1.6 Tendințe de cercetare – dezvoltare	19	13
1.7 Concluzii	19	14
 C A P I T O L U L 2		
Noțiuni de Teoria Elasticității aplicate la materialele compozite.		
Teoria stratificatelor.	21	15
2.1 Noțiuni generale de teoria elasticității	22	16
2.1.1 Considerarea anizotropiei la materialele compozite	23	17
2.1.2 Considerarea ortotropiei la materialele compozite	26	18
2.1.3 Considerarea izotropiei la materialele compozite	29	19
2.2 Mecanica compozitelor stratificate	31	19
2.3 Tensiuni interlaminare	34	20
2.4 Criterii de rupere specifice materialelor compozite	38	21

2.4.1 Criteriul tensiunilor maxime	39	-
2.4.2 Criteriul deformațiilor specifice maxime	39	-
2.4.3 Criteriul polinomial tensorial	40	-
2.5 Concluzii	41	21
CAPITOLUL 3		
Studiul comportării PAFS în cazul apariției și extensiei fisurilor.		
Metode clasice de calcul.	42	23
3.1 Introducere în teoria fisurilor		
3.1.1 Calculul la rupere. Fundamente	44	24
3.1.2 Moduri de solicitare	48	26
3.1.3 Parametrii specifici teoriei fisurilor	48	26
3.2 Solicitări variabile în cazul materialelor compozite. Oboseala		
3.2.1 Cicluri de solicitare și caracteristicile lor	53	-
3.3 Factori care influențează rezistența la oboseală		
3.3.1 Influența tensiunii medii	55	-
3.4 Calculul de rezistență la oboseală prin diverse schematizări		
3.4.1 Diagrama Haigh	55	-
3.4.2 Schematizările diagramei Haigh	56	-
3.4.3 Diagrama Smith	56	-
3.4.4 Calculul coeficientului de siguranță la oboseală în cazul diagramei Haigh schematizată după Serensen	57	-
3.5 Teoria factorului cumulativ de deteriorare		
3.5.1 Criteriul Palmgren – Miner	58	27
3.5.2 Criteriul Grower	59	-
3.5.3 Criteriul Corten-Dolan	60	-
3.6 Deteriorări ce apar între staturi. Delaminarea materialelor compozite		
3.6.1 Deteriorarea materialelor compozite stratificate datorită fenomenului de delaminare	61	28
3.7 Metode numerice pentru calculul structurilor confeționate din materiale compozite		
3.7.1 Metoda Elemententelor Finite	64	-
3.8 Concluzii	68	29

CAPITOLUL 4

Analiza stărilor de deformații și tensiuni care apar în structuri simple și compuse confeccionate din PAFS	70	31
4.1 Stabilirea metodologiei de determinare a stării de tensiune și deformație la materiale compozite folosind Metoda Elementelor Finite	71	32
4.1.1 Determinarea caracteristicilor mecanice ale PAFS-ului	71	32
4.1.2 Discretizarea structurilor. Alegerea tipului de element finit	73	33
4.2 Stabilirea comportamentului izotrop, ortotrop sau anizotrop al PAFS sub acțiunea sarcinilor folosind analize cu MEF. Aplicații în regim static pentru plăci confeccionate din PAFS	75	35
4.2.1 Modelări numerice. Placă plană confeccionată din PAFS considerată ca material ortotrop („straturi”)	76	36
4.2.2 Modelări numerice. Placă plană confeccionată din PAFS considerate ca material izotrop („omogen”)	79	38
4.2.3 Validarea rezultatelor modelării numerice folosind metode experimentale Concluzii	80	39
4.3 Determinarea tensiunilor interlaminare în cazul plăcilor plane Confeccionate din PAFS	82	40
4.3.1 Modelul numeric	82	40
4.3.2 Modelul experimental	85	43
4.3.3 Comparații privind tensiunile interlaminare obținute prin metoda Numerică și cea experimentală la solicitare statică pentru plăcile plane. Concluzii	86	44
4.4 Determinarea numerică și experimentală a tensiunilor interlaminare în cazul structurilor de formă T confeccionate din PAFS	87	45
4.4.1 Determinarea numerică a tensiunilor interlaminare pentru structura de formă T confeccionată din PAFS considerată ca material ortotrop	87	45
4.4.2 Determinarea experimentală a tensiunilor interlaminare pentru structura de formă T confeccionată din PAFS considerată ca material ortotrop	88	46
4.4.3 Comparații între tensiunile interlaminare obținute prin metoda numerică și experimentală la solicitarea statică pentru structurile de formă T	88	46
4.5 Analiza în regim dinamic a structurilor de formă T confeccionate din PAFS	89	47

4.5.1 Modelul numeric	89	47
4.5.2 Model experimental	91	48
4.5.3 Desfășurarea experimentelor și înregistrarea datelor	93	50
4.6 Comparații între tensiunile obținute prin metoda numerică și cea experimentală la solicitări dinamice pentru structuri considerate ortotrope	95	52
4.7 Concluzii	97	54
C A P I T O L U L 5		
Modelări experimentale pentru studiul comportării structurilor din PAFS la oboseală. Contribuții asupra modului de abordare a ruperii structurilor confeccionate din plăci.	98	55
5.1 Determinarea curbei S-N pentru structuri confeccionate din PAFS	99	56
5.1.1 Metodologii numerice și experimentale de calcul pentru determinarea rezistenței la oboseală	99	56
5.1.2 Determinarea experimentală a curbei S-N pentru structuri de formă T	100	56
5.2 Analiza rezistenței la oboseală și calculul factorului cumulativ de deteriorare în cazul structurilor de formă T confeccionate din PAFS	104	60
5.2.1 Determinarea Factorului de concentrare al tensiunii (SCF) cu ajutorul Metodei Elementelor Finite	106	61
5.2.2 Determinarea factorului cumulativ de deteriorare în cazul Structurilor de formă T confeccionate din PAFS	112	66
5.2.3 Influența numărului de cicluri de solicitare asupra comportării PAFS la solicitări mecanice (întindere+compresiune)	120	72
5.3 Apariția și extensia fisurilor în cazul structurilor de formă T. Determinarea parametrilor specifici propagării fisurilor	126	76
5.3.1 Analiza 2D	126	76
5.3.2 Procesarea rezultatelor numerice în cazul analizei producerii și Extensiei fisurii la profilele de formă T. Analiza 2D	137	85
5.3.3 Analiza 3D	140	88
5.3.4 Procesarea rezultatelor numerice în cazul analizei producerii și Extensiei fisurii la profile de formă T. Analiza 3D	152	97
5.4 Concluzii	154	98

CAPITOLUL 6

Contribuții și concluzii privind conlucrarea plăcilor componente dintr-o structură navală confeționată din materiale compozite.	156	100
BIBLIOGRAFIE	164	108
LISTA LUCRĂRILOR PUBLICATE	176	-
ANEXA 1	180	-
ANEXA 2	200	-
LISTA FIGURILOR	228	-
LISTA TABELELOR	233	-

I. IMPORTANȚA ȘI ACTUALITATEA TEZEI

Ingineria mecanică, este cea care are sarcina de a realiza progres în studiul formelor structurale ale diverselor tipuri de construcții. Un rol important, alături de gândirea inginerescă îl ocupă materialul folosit în realizarea acestor structuri.

Penuria de materii prime a determinat industria să caute variante pentru materialele tradiționale. În lumina acestui deziderat a apărut conceptul de material compozit. Astfel în realizarea unor structuri din industria navală și nu numai, se folosesc așa numitele materiale compozite care sunt din ce în ce mai folosite în locul celor clasice (feroase și neferoase).

Un alt factor important care a condus și contribuit în același timp la apariția materialelor compozite este și acela al politicii mondiale de protecție a mediului. Acest lucru se referă atât la modul de obținere a componentelor din care este realizat compozitul, care sunt produse cu un impact minim asupra mediului față de materialele tradiționale (feroase și neferoase), cât și despre modul în care acestea pot fi reciclate după utilizare.

Aceste materiale având în componența lor o matrice și o armatură sunt greu de abordat teoretic. Din acest motiv metodele numerice, dar mai ales cele experimentale sunt la mare căutare și sunt menite să rezolve multiplele probleme puse de aceste materiale.

Având în vedere multitudinea de provocări puse de industrie, cercetătorii au în fața lor un domeniu foarte vast de studiu.

II. OBIECTIVELE TEZEI

Lucrarea de față încearcă să lămurească modul în care conlucrează plăcile confeccionate din materiale compozite în cazul solicitărilor statice și dinamice. În vederea atingerii scopului lucrării s-au făcut o serie de modelări numerice și experimentale.

Materialul ales spre studiu este PAFS (poliester armat cu fibră de sticlă, GRP - Glass Reinforced Plastic). Alegerea acestui material s-a făcut datorită prețului de cost relativ scăzut și de asemenea faptul că este foarte folosit în construcția navelor de agrement și speciale de până la 50 m.

Prin elaborarea acestei teze s-a urmărit realizarea următoarelor obiective:

- Prezentarea stadiului actual al folosirii materialelor compozite în domeniul naval;
- Determinarea pentru armătură și matricea folosită, a caracteristicilor mecanice de material în vederea modului de abordare a PAFS în cercetările ulterioare;
- Stabilirea modului de comportare a PAFS din punctul de vedere al răspunsului la acțiunea sarcinilor exterioare;

- Stabilirea unei metodologii de calcul a tensiunilor interlaminare folosind modelări numerice și experimentale;
- Determinarea numerică a coeficientului cumulativ de degradare în cazul PAFS pentru determinarea perioadei de viață a structurilor confecționate din PAFS;
- Determinarea curbelor de oboseală pentru profilele confecționate din PAFS;
- Modelări numerice pentru determinarea modului de apariție și de propagare a fisurilor la structuri confecționate din PAFS.

III. ORGANIZAREA TEZEI

Pentru atingerea obiectivelor propuse, teza de doctorat a fost organizată în șase capitole, aranjate într-o structură logică, care să pună în valoare cercetarea științifică și a elementelor de noutate, care să conducă la îndeplinirea scopului propus.

În primul capitol, denumit **STADIUL ACTUAL PRIVIND FOLOSIREA MATERIALELOR COMPOZITE ÎN CONSTRUCȚIA NAVELOR SPECIALE ȘI DE AGREMENT**, se prezintă stadiul actual al folosirii materialelor compozite în domeniul naval și nu numai, definițiile și conceptele legate de aceste materiale, metodele actuale de calcul alături de aprecierile critice ale autorilor privind avantajul și dezavantajul folosirii materialelor compozite, motive care justifică dezvoltarea pe viitor a unor noi cercetări științifice.

În capitolul 2, intitulat **NOȚIUNI DE TEORIA ELASTICITĂȚII APLICATE LA MATERIALELE COMPOZITE. TEORIA STRATIFICATELOR**, este prezentată teoria elasticității aplicată materialelor compozite cât și diverse criterii ce au la bază teoria clasică a plăcilor stratificate. Teoria elasticității prezentată în prima parte a capitolului se bazează pe legea generalizată a lui Hooke, considerând materialele compozite ca fiind: ortotrope, anizotrope, izotrope, deducând astfel pentru fiecare caz în parte ecuațiile generale ale elasticității. Aceste ecuații sunt absolut necesare și servesc la determinarea caracteristicilor de material și evidențierea caracterului mecanic al acestor materiale. În a doua parte a capitolului sunt prezentate cele mai importante criterii de rupere ce se aplică materialelor compozite cât și importanța determinării tensiunilor interlaminare, idee ce va fi extinsă prin diverse aplicații numerice și experimentale în capitolele următoare.

Capitolul 3, cu titlul **STUDIUL COMPORTĂRII PAFS ÎN CAZUL APARIȚIEI ȘI EXTENSIEI FISURULOR. METODE CLASICE DE CALCUL**, s-au prezentat considerațiile generale cu privire la producerea și extensia fisurilor după diverși autori. În

partea a doua a capitolului este prezentat fenomenul de oboseală cât și mecanismele apariției fenomenului de delaminare. Sunt prezentate principiile de bază ale modelării cu elemente finite.

Capitolul este structurat în șapte subcapitole, având un număr de 28 de pagini în care sunt cuprinse 12 figuri și un tabel, iar la final sunt prezentate o serie de concluzii referitoare la producerea fisurilor și oboseala materialelor compozite.

În capitolul 4, intitulat **ANALIZA STĂRILOR DE DEFORMAȚII ȘI TENSIUNI CARE APAR ÎN STRUCTURI SIMPLE ȘI COMPUSE CONFEȚIONATE DIN PAFS**, are ca prim obiectiv determinarea pe cale experimentală a caracteristicilor de material, pentru rășină, fibra de tip E, cât și pentru materialul compozit, caracteristici necesare aplicării metodologiei pentru determinarea tensiunilor interlaminare.

Pentru determinarea caracteristicilor s-a ales materialul compozit PAFS care a fost folosit în realizarea epruvetelor, (conform stasurilor), destinate validării acestei metodologii.

S-au efectuat încercări experimentale și numerice din dorința de a stabili caracterul mecanic a PAFS, acesta fiind considerat ca material anizotrop, ortotrop și izotrop. În funcție de stabilirea caracterului mecanic s-au determinat numeric tensiunile interlaminare. Aceste rezultate, obținute numeric, au putut fi verificate și validate cu ajutorul încercărilor experimentale atât pe plăci plane cât și pe structuri complexe, folosind metoda TER.

Datorită specificului materialul compozit PAFS a fost studiat și comportamentul acestuia la solicitări dinamice.

Conținutul acestui capitol este structurat în șase subcapitole, având 28 de pagini, 44 de figuri și 18 tabele, încheindu-se cu o serie de concluzii referitoare la determinarea caracterului mecanic al PAFS și tensiunilor interlaminare.

Capitolul 5, intitulat **MODELĂRI EXPERIMENTALE PENTRU STUDIUL COMPORTĂRII STRUCTURILOR DIN PAFS LA OBOSEALĂ. CONTRIBUȚII ASUPRA MODULUI DE ABORDARE A RUPERII STRUCTURILOR CONFEȚIONATE DIN PLĂCI**, sunt prezentate metodologiile de calcul numeric și experimental pentru determinarea rezistenței la oboseală.

S-a studiat și determinat modul de comportare a structurilor din plăci confeționate din PAFS la solicitări variabile prin determinarea coeficienților care indică modul de producere a fisurilor. S-au determinat astfel coeficienții specifici procesului de fisurare, care indică direcția de propagare a fisurii și în același timp a rezultat energia necesară la vârful acesteia pentru propagare.

Calculul numeric a fost completat cu determinarea coeficienților de degradare pentru structurile de formă T confecționate din PAFS, cu ajutorul curbelor S-N, determinate experimental.

S-au făcut încercări experimentale pe mai multe plăci plane confecționate din PAFS cu diverse grosimi pentru a se observa influența numărului de cicluri de solicitare asupra comportării PAFS la solicitări mecanice (întindere+compresiune).

Rezultatele obținute au evidențiat diverse defecte de material, precum: incluziuni de aer, goluri de rășină, etc. Aceste defecte contribuind la degradarea epruvetelor mult mai rapid, ruperea apărând în apropierea zonelor cu defecte.

Determinarea modurilor de fisurare și a energiei necesare extensei fisurii a constituit un punct important în evaluarea și determinarea degradărilor ce survin în timpul funcționării structurilor confecționate din PAFS.

Conținutul acestui capitol este structurat în trei subcapitole, încheindu-se cu o serie de concluzii referitoare la studiul comportării structurilor din PAFS la oboseală și la modul de abordare a ruperii a acestor structurilor confecționate din plăci. Capitolul are un număr de 73 de figuri, 56 de tabele și 58 de pagini.

Ultimul capitol, al 6 - lea, cu titlul **CONTRIBUȚII ȘI CONCLUZII PRIVIND CONLUCRAREA PLĂCILOR COMPONENTE DINTR-O STRUCTURĂ NAVALĂ CONFECTIONATĂ DIN MATERIALE COMPOZITE**, sunt prezentate contribuțiile personale și concluziile generale cu privire la subiectul tezei. Prin conținutul său, teza dorește să evidențieze comportarea planșelor întărite confecționate din materiale compozite în cazul solicitărilor variabile. Rezultatele numerice și experimentale obținute vor fi puse la dispoziția constructorilor de ambarcațiuni pentru a fi folosite în proiectare.

Teza de doctorat în extensor are un număr de 235 de pagini, din care 145 de pagini lucrare scrisă. Lucrarea se încheie cu o listă de 167 de titluri bibliografice consultate și folosite pentru elaborarea tezei. Sunt înscrise un număr de 19 de lucrări personale, din care 14 lucrări publicate în volumele unor manifestări științifice, internaționale indexate ISI și BDI, precum și o listă de 5 lucrări comunicate la simpozioane, conferințe internaționale și naționale. De asemenea sunt atașate și două anexe în care sunt prezentate fișierele de comandă ale celor trei profile T pentru studiul apariției și extensiei fisurii, modelele 2D și 3D.

Elaborarea acestei teze a fost realizată cu suportul financiar al proiectului POSDRU cod 88/1.5/S/61445 - Eficientizarea activitatii studenților din cadrul ciclului de studii doctorale-EFICIENT.

CAPITOLUL 1

STADIUL ACTUAL PRIVIND FOLOSIREA MATERIALELOR COMPOZITE ÎN CONSTRUCȚIA NAVELOR SPECIALE ȘI DE AGREMENT

Obiective Principale:

- ✓ Prezentarea stadiului actual al folosirii materialelor compozite în domeniul naval.
- ✓ Definiții și concepte legate de materialele compozite.
- ✓ Rolul și caracteristicile armăturilor, matricilor în componența unui material compozit.
- ✓ Criterii de clasificarea a materialelor compozite.
- ✓ Avantaje și dezavantaje ale folosirii materialelor compozite.
- ✓ Domenii de utilizare și tendințele de cercetare - dezvoltare.

1.1 Considerații generale

Conceptul de material compozit este în egală măsură vechi și nou în același timp. Este vechi pentru că aceste materiale compozite au fost utilizate încă din cele mai vechi timpuri, cunoscându-se faptul că prin combinarea a cel puțin două materiale se obțin materiale compozite. Din punct de vedere al noului, materialele compozite au readus în discuție problema epuizării și înlocuirii materialelor tradiționale folosite în industrie (Hull, D., 1996).

Cercetările efectuate au evidențiat că materialele compozite reprezintă viitorul, pentru că ele îmbină în mod inteligent cele mai avantajoase proprietăți ale componentelor, rezultând un material cu proprietăți net superioare (Manson, J., A., E., at. all, 2000). Costurile de producție pentru obținerea compozitelor de acest tip sunt relativ mici iar caracteristicile mecanice deosebite în raport cu greutatea lor, au dus la dezvoltarea și utilizarea pe scară largă a materialelor plastice armate cu fibre. Dintre cele mai cunoscute materiale compozite este poliesterul armat cu fibră de sticlă (PAFS). Prețul redus al fibrelor de sticlă comparativ cu al altor fibre precum și multitudinea de forme în care poate fi realizată aramătura (rowing, mat, țesături) explică de ce circa 85% din fibrele de sticlă produse în lume, servesc la armarea materialelor plastice (Pavel, R., 1999), (Silverman, E.M., 1990). Aceste argumente au stat la baza studierii în această lucrare a materialelor compozite de tip placă armată cu fibre de sticlă, cu aplicabilitate în domeniul naval unde se utilizează pe scară largă.

1.2 Definiții și concepții

“Materialul compozit este un material format din mai multe componente, a căror organizare și elaborare, permit folosirea celor mai bune caracteristici ale componentelor, astfel încât acestea să aibă proprietăți finale în general superioare componentelor din care sunt alcătuite” (Lee, S. M., 1989).

1.3 Clasificarea materialelor compozitelor. Caracteristicile componentelor

Materialele compozite sunt formate în general din *matrice* și *aramătură*.

În literatură sunt indicate mai multe moduri de clasificare a acestor materiale. După (Jones, R.M., 1996), materialele compozite se clasifică astfel:

1. Materiale compozite fibroase care sunt obținute din fibre continue și/sau discontinue de diferite forme și orientări înglobate în matrice;
2. Materiale compozite laminate care constau în straturi de cel puțin două materiale legate împreună;
3. Materiale compozite speciale ce rezultă din particulele unui sau mai multe materiale înglobate în matrice.

1.4 Caracteristicile materialelor compozite

Comportarea materialelor compozite diferă de cea a materialelor clasice. Utilizarea lor ca înlocuitori ai metalelor într-o serie de aplicații ingineresti reclamă proceduri analitice și experimentale noi pentru determinarea comportării sub diverse regimuri de încărcare.

Materialele clasice folosite în mod curent în industrie sunt omogene și izotrope, (Gheorghiu, H., ș.a., 1998).

Datorită specificului materialelor compozite, ele sunt studiate macromecanic și micromecanic:

1. Studiul macromecanic;
2. Studiul micromecanic. (Hull, D., 1996), (Jiga, Gh.G., 2004).

1.5 Domenii de utilizare

După diverși autori, (Anon, A., 1998), (Hadăr, A., 2002), (Hubca, G., 1999), (Hull, D., 1996), (Lefter, S.V., 2011), (Mareș, M., 2007), (Owen, M.J., 2000), (Scott, R.J., 1996), (Skene, N.L., 2001), materialele compozite au aplicații în diverse domenii de activitate, în tabelul 1.3

Tabelul 1.3 Domenii de utilizare ale materialelor compozite

Materiale compozite. Domenii de utilizare	Industria Chimică
	Optică
	Medicină
	Industria Constructoare
	Materiale Sportive
	Industria constructoare de Aeronave și Structuri Speciale
	Industria construcțiilor de Nave
	Electronică, Electrotehnică și Energetică
	Industria constructoare de Autovehicule

Tendința actuală este de creștere a utilizării materialelor compozite armate cu fibre de sticlă în domeniul construcțiilor navale, material util în numeroase aplicații în realizarea elementelor de pe submarine și navelor comerciale, (Scott, R.J., 1996).

Utilizarea și dezvoltarea PAFS-ului pentru nave de agrement, utilitare, sportive și militare mici, este foarte mare datorită costurilor de construcție relativ mici în comparație cu navele realizate din oțel, a duratei scurte de construcție, a duratei mari de utilizare, etc. (Scott, R.J., 1996), (Tong, L., 2002), (Walls, K.O., 1995).

Principalele avantaje ale utilizării PAFS în construcția navală sunt prezentate în lucrările autorilor (Scott, R.G., 1996), (Skene, L., 2001), (Smith, G., 1997):

1. Rezistență mecanică mare;
2. Rezistența deosebită la mediul marin;
3. Greutate redusă a ambarcațiunilor;
4. Posibilitatea obținerii unor piese foarte complexe;
5. Reparații și mentenanță ușoară;
6. Sunt diamagnetice;

1.6 Tendințe de cercetare – dezvoltare

Tendința actuală pe plan mondial în domeniul materialelor compozite, este de a adopta și dezvolta diverse strategii economice care să conducă la înlocuirea materialelor tradiționale cu materialele compozite.

Dintre cele mai importante direcții de cercetare-dezvoltare în domeniul materialelor compozite se remarcă:

1. Proiectarea de noi tehnologii de fabricare a compozitelor care să conducă la obținerea de materiale cu greutate specifică mică;
2. Modelarea matematică a proprietăților de material în funcție de parametri ce intră în procesul tehnologic;
3. Elaborarea de studii teoretice și experimentale privind comportarea structurilor construite din aceste materiale în diverse situații de solicitare;
4. Elaborarea de noi studii teoretice și experimentale pentru stabilirea comportării materialelor armate cu fibre;
5. Dezvoltarea unor tehnici nedistructive pentru controlul materialelor compozite;
6. Dezvoltarea unor metodologii și tehnici de prognozare a uzurii materialelor compozite;

7. Analiza la nivel micro și macro a acumulării degradărilor în materialele compozite armate cu fibre;

1.7 Concluzii

În acest capitol se prezintă stadiul actual al folosirii materialelor compozite în domeniul naval și nu numai, definițiile și conceptele legate de aceste materiale, metodele actuale de calcul alături de aprecierile critice ale autorilor privind avantajul și dezavantajul folosirii materialelor compozite, motive care justifică dezvoltarea pe viitor a unor noi cercetări științifice.

Cercetările efectuate au evidențiat că materialele compozite reprezintă viitorul, pentru că ele îmbină în mod inteligent cele mai avantajoase proprietăți cum ar fi:

- Rezistență mecanică mare;
- Rezistența deosebită la mediul marin;
- Greutate redusă a ambarcațiunilor;
- Posibilitatea obținerii unor piese foarte complexe;
- Reparații și mentenanță ușoară;
- Sunt diamagnetice.

Costurile de producție pentru obținerea compozitelor de acest tip sunt relativ mici iar caracteristicile mecanice deosebite în raport cu greutatea lor, au dus la dezvoltarea și utilizarea pe scară largă a materialelor plastice armate cu fibre.

Un alt factor important care a condus și contribuit în același timp la apariția materialelor compozite este și acela al politicii mondiale de protecție a mediului. Acest lucru se referă atât la modul de obținere a componentelor din care este realizat compozitul, care sunt produse cu un impact minim asupra mediului față de materialele tradiționale (feroase și neferoase), cât și despre modul în care acestea pot fi reciclate după utilizare.

Aceste materiale având în componența lor o matrice și o armatură sunt greu de abordat teoretic. Din acest motiv metodele numerice, dar mai ales cele experimentale sunt la mare căutare și sunt menite să rezolve multiplele probleme puse de aceste materiale.

Având în vedere multitudinea de provocări puse de industrie, cercetătorii au în fața lor un domeniu foarte vast de studiu.

C A P I T O L U L 2

NOȚIUNI DE TEORIA ELASTICITĂȚII APLICATE LA MATERIALELE COMPOZITE. TEORIA STRATIFICATELOR.

Obiective Principale:

- ✓ Introducere în Teoria Elasticității aplicată la materialele compozite. Ortotropie, anizotropie, izotropie.
- ✓ Mecanica compozitelor stratificate.
- ✓ Influența deteriorărilor asupra comportării stratificateelor.

2.1 Noțiuni generale de Teoria Elasticității

Pentru determinarea analitică a distribuției tensiunilor și deformațiilor statice sau dinamice într-o structură, generate de încărcări exterioare sau variații de temperatură, trebuie să obținem o soluție a ecuațiilor teoriei elasticității cu satisfacerea condițiilor de margine impuse structurii.

Înainte de toate este necesară definirea noțiunilor de tensiuni normale și tensiuni tangențiale. Se vor prezenta (cu particularizările corespunzătoare) cazurile de anizotropie, ortotropie și izotropie, având la bază legea generalizată a lui Hooke așa cum este prezentată în lucrările autorilor: (Alămoreanu, E., 1993), (Gheorghiu, H., 1998), (Gol'denblat, I., 1965), (Hadăr, A., 2002), (Hashin, Z., 1983), (Jiga, Gh.C., 2004), (Lefter, S. V., 2011), (Mareș, M., 2007), (Mocanu, C.I., 2007).

Se consideră un element de volum izolat dintr-un corp deformabil. Se efectuează o secțiune cu un plan prin elementul de volum.

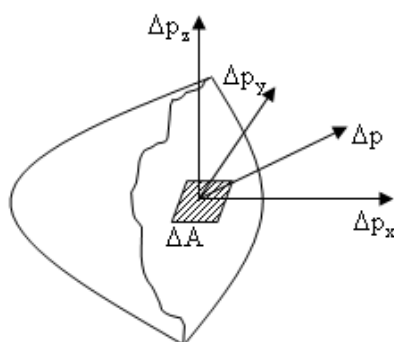


Figura 2.1 Descompunerea vectorului tensiune (Mocanu, C.I., 2007)

Rezultanta tensiunilor interioare pe fața stângă a secțiunii acționând pe suprafața elementară ΔA se notează cu Δp (vectorul tensiune totală într-un punct), cu componentele pe axele de coordonate prezentate în figura 2.1, (Mocanu, C.I., 2007).

Astfel, componentele pe normala și tangenta la suprafața elementară vor fi:

$$\sigma_n = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta p_n}{\Delta A} \quad (2.1.a)$$

$$\tau_s = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta p_s}{\Delta A} \quad (2.1.b)$$

unde:

- σ_n tensiune normală și reprezintă componenta vectorului tensiune pe direcția normală;

- τ_s tensiune tangențială și reprezintă componenta în planul tangențial

Legătura dintre tensiunea normală și tensiunea tangențială este dată de relația:

$$\Delta p^2 = \sigma_n^2 + \tau_s^2 \quad (2.2)$$

2.1.1 Considerarea anizotropiei la materialele compozite

Se consideră starea plană de tensiune corespunzătoare planului xOy .

Din punct de vedere macroscopic materialele compozite sunt *omogene și anizotrope*, adică au proprietăți specifice fiecărei direcții de aplicare a sarcinii. Sub sarcină materialele compozite pot fi considerate corpuri liniar-elastice, deci se supun legii lui Hooke, (Mocanu, C.I., 2007), (Lefter, S. V., 2011), (Germanischer Lloyd, 2009), (Buzdugan, Gh., 1982).

Relațiile de legătură *dintre deformații și deplasări* față de direcțiile principale, se exprimă astfel conform autorilor (Gay, D., 1997), (Kaminski, B.E., 1969), (Reddy, J.N., 1980):

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{\delta u}{\delta x}; \gamma_{23} = \frac{\delta v}{\delta z} + \frac{\delta w}{\delta y}; \\ \varepsilon_2 &= \frac{\delta v}{\delta y}; \gamma_{31} = \frac{\delta w}{\delta x} + \frac{\delta u}{\delta z}; \\ \varepsilon_3 &= \frac{\delta w}{\delta z}; \gamma_{12} = \frac{\delta u}{\delta y} + \frac{\delta v}{\delta x}. \end{aligned} \quad (2.6)$$

unde:

- u sunt deplasările după direcțiile x, y, z .

Legea generalizată a lui Hooke pentru materiale anizotrope are următoarea formă:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_y} & -\frac{\nu_{xz}}{E_z} & \frac{\eta_{x,xy}}{G_{xy}} & \frac{\eta_{x,xz}}{G_{xz}} & \frac{\eta_{x,xz}}{G_{yz}} \\ -\frac{\nu_{yz}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_z} & \frac{\eta_{y,xy}}{G_{xy}} & \frac{\eta_{y,xz}}{G_{xz}} & \frac{\eta_{y,xz}}{G_{yz}} \\ -\frac{\nu_{zx}}{E_x} & -\frac{\nu_{zy}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & \frac{\eta_{z,xy}}{G_{xy}} & \frac{\eta_{z,xz}}{G_{xz}} & \frac{\eta_{z,xz}}{G_{yz}} \\ \frac{\eta_{xy,x}}{E_x} & \frac{\eta_{xy,y}}{E_y} & \frac{\eta_{xy,z}}{E_z} & 1 & \frac{\lambda_{xy,xz}}{G_{xz}} & \frac{\lambda_{xy,yz}}{G_{yz}} \\ \frac{\eta_{xz,x}}{E_x} & \frac{\eta_{xz,y}}{E_y} & \frac{\eta_{xz,z}}{E_z} & \frac{\lambda_{xz,xy}}{G_{xy}} & 1 & \frac{\lambda_{xz,yz}}{G_{yz}} \\ \frac{\eta_{yx,x}}{E_x} & \frac{\eta_{yz,y}}{E_y} & \frac{\eta_{yz,z}}{E_z} & \frac{\lambda_{yz,xy}}{G_{xy}} & \frac{\lambda_{yz,xz}}{G_{xz}} & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.9)$$

2.1.2 Considerarea ortotropiei la materialele compozite

Legea lui generalizată a lui Hooke, după diverși autori, (*Johnson, C.F., 2000*), (*Lefter, S.V., 2011*), (*Rouby, D., 1986*), (*Schwartz, M.M., 1992*), scrisă pentru un material ortotrop, în raport cu axele sale de ortotropie are următoarea formă:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_1 &= \frac{1}{E_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_2 - \frac{\nu_{31}}{E_3} \sigma_3; \\
 \varepsilon_2 &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_1 + \frac{1}{E_2} \sigma_2 - \frac{\nu_{32}}{E_3} \sigma_3; \\
 \varepsilon_3 &= -\frac{\nu_{13}}{E_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{23}}{E_2} \sigma_2 + \frac{1}{E_3} \sigma_3; \\
 \gamma_{23} &= \frac{1}{G_{23}} \tau_{23}; \\
 \gamma_{31} &= \frac{1}{G_{31}} \tau_{31}; \\
 \gamma_{12} &= \frac{1}{G_{12}} \tau_{12}.
 \end{aligned} \tag{2.10}$$

Materialele compozite stratificate și armate cu fibre de sticlă (PAFS) fac parte din categoria materialelor ortotrope cu izotropie transversală. În anumite condiții compozitele de acest tip pot avea o comportare similară cu cea a materialelor izotrope.

Legea generalizată a lui Hooke pentru materiale ortotrope este de forma (*Mocanu, C.I., 2007*):

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{xy}}{E_y} & -\frac{\nu_{xz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{yz}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{zx}}{E_x} & -\frac{\nu_{zy}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{xz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{yz}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} \tag{2.15}$$

2.1.3 Considerarea izotropiei la materialele compozite

În cazul materialelor *izotrope* legea generalizată a lui Hooke după, (Kaw, A.K., 2006), (Marin, C., 2007), (Mocanu, C.I., 2007), pentru starea plană de tensiuni, se scrie sub forma:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}; \quad (2.16)$$

unde:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}. \quad (2.17)$$

Legea generalizată a lui Hooke (Mocanu, C.I., 2007), pentru materiale izotrope are următoarea formă:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1+\nu}{E} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.20)$$

2.2 Mecanica compozitelor stratificate

Cu ajutorul teoriei clasice a plăcilor stratificate se pot analiza pe lângă compozitele stratificate simetrice și cele nesimetrice, ale căror straturi de orientări arbitrării prezintă efecte de cuplaj, conducând la stări complexe de deformații (Gay, D., 1997), (Jiga, Gh.G., 2004). Totuși această teorie prezintă câteva restricții semnificative și anume:

1. Fiecare strat este predispus a se afla în stare plană de tensiune;
2. Tensiunile interlaminare se neglijează.

Diferența principală între mecanica plăcilor stratificate subțiri și cea a plăcilor omogene și izotrope constă în scrierea relațiilor între stările de tensiune și deformație ale laminei.

Din relațiile ce există între deformațiile specifice și deplasări se obține:

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial u_0(x, y)}{\partial x} - z \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] = \varepsilon_x^0 + z k_x; \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial v_0(x, y)}{\partial y} - z \left[\frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] = \varepsilon_y^0 + z k_y;\end{aligned}\tag{2.23}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial y} \left[u_0(x, y) - z \frac{\partial w}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[v_0(x, y) - z \frac{\partial w}{\partial y} \right] = \gamma_0^{xy} + z k_{xy}.$$

unde:

- $\varepsilon_x^0, \varepsilon_y^0, \gamma_0^{xy}$ sunt deformațiile suprafeței mediane, iar k_x, k_y, k_{xy} curburile suprafețelor mediane, (Jiga, Gh.G., 2004).

$$k_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}; k_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; k_{xy} = -2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}.\tag{2.24}$$

- k_x, k_y sunt curburile asociate încovoierii suprafeței mediane în planul xz și respective yz - k_{xy} reprezintă curbura asociată răsucirii acestei suprafețe.

2.3 Tensiuni interlaminare

În mecanica plăcilor stratificate, nu se ține cont de tensiunile cum ar fi $\sigma_z, \tau_{zx}, \tau_{zy}$, care sunt obținute pe un element al unui laminat cu straturi de fibră înclinate și încărcată cu N_x (figura 2.6). Aceste tensiuni sunt numite *tensiuni interlaminare*, de regulă cele mai mari tensiuni interlaminare se regăsesc în straturile adiacente, cele de la interfața dintre straturile laminei.

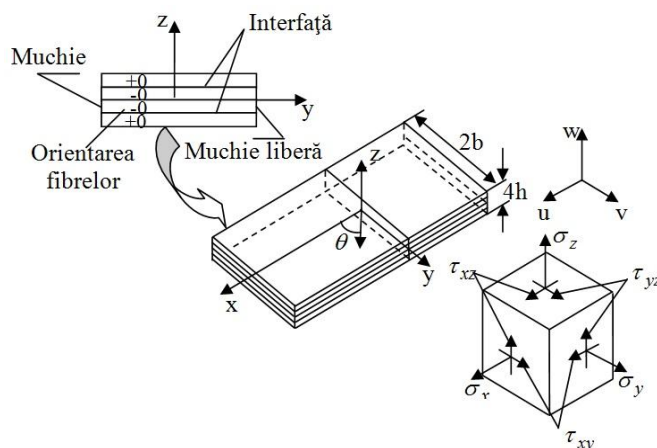


Figura 2.6 Model propus de (Pipes, R.B., Pagano, N.J., 1971) pentru studiul tensiunilor interlaminare într-un stratificat solicitat la întindere monoaxială

În lucrările autorilor (*Pipes, R.B., Pagano, N.J., 1974*) (*Pipes, R.B., și Daniel, I.M., 1971*) au arătat, utilizând ecuațiile teoriei elasticității aplicate unei stări spațiale de tensiune, că și în cazul unui stratificat solicitat la întindere monoaxială, există o regiune situată în vecinătatea muchiilor libere, denumită strat de frontieră (strat limită) în care există o stare spațială de tensiune.

Utilizând cele trei ecuații de echilibru ale teoriei elasticității se pot determina tensiunile interlaminare în vecinătatea unei muchii libere. În ipoteza în care $\sigma_x = \text{const.}$, de-a lungul axei

x , rezultă că $\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = 0$. În acest caz tensiunea interlaminară $\tau_{xz}(x)$ este dată de relația:

$$\tau_{xz}(z) = - \int_{-\frac{h}{2}}^z \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} dz. \quad (2.28)$$

2.4 Criterii de rupere specifice materialelor compozite

În cazul materialelor compozite, datorită diversității acestora, obosela este un fenomen foarte puțin studiat.

Ruperea unui material compozit prin oboseală este rezultatul unui mecanism gradual de cedare a diferitelor lamine. Criteriile de rupere ale materialelor compozite au fost prezentate de diverși autori (*Jiga, Gh.G., 2004*), (*Hashin, Z., 1980*), (*Wu, E.M., 1974*), (*Kaminski, B.E., 1969*), (*Vasiliev, V., 2001*), (*Tsai, S.W., 1971*), (*Reddy, J.N., 1997*). Toate aceste criterii fenomenologice, încercă să dezvolte metode analitice care să poată descrie observațiile experimentale legate de ruperea compozitului. Nici una din teoriile de rezistență nu prezice cu acuratețe ruperea sau cedarea diferitelor materiale compozite, neputându-se afirma care dintre acestea ar fi mai bună.

Cele mai importante criterii dezvoltate în domeniul ruperii materialelor compozite sunt:

1. Criteriul tensiunilor maxime;
2. Criteriul deformațiilor specifice maxime;
3. Criteriul polinomial tensorial (sau criteriul lui Tasi-Wu);
4. Criteriul lui Hill (criteriu de interacțiune quadratic);

2.5 Concluzii

În ceea ce privește considerarea anizotropiei, ortotropiei și izotropiei la poliester armat cu fibră de sticlă (PAFS) în acest capitol a fost particularizată legea generalizată a lui Hooke,

pentru materialele compozite cu comportare anizotropă, ortotropă și izotropă exemplificându-se și câteva tipuri de compozite.

Abordarea analitică este posibilă și se bazează pe teoria elasticității dar aceasta prezintă dificultăți majore în soluționarea sistemului de ecuații. De aici și necesitatea folosirii metodelor numerice și experimentale.

În literatura de specialitate sunt întâlnite peste 40 de teorii referitoare la studiul compozitelor cele mai utilizate și ușor de aplicat fiind *Teoria tensiunilor maxime* și *Teoria deformațiilor maxime*. Alegerea uneia dintre aceste teorii se face funcție de modelul luat în studiu.

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

În capitolul de față este prezentată Teoria Elasticității aplicată materialelor compozite cât și diverse criterii ce au la bază mecanica plăcilor stratificate. Teoria Elasticității prezentată în prima parte a capitolului se bazează pe legea generalizată a lui Hooke, considerând materialele compozite ca fiind: ortotrope, anizotrope, izotrope, deducând astfel pentru fiecare caz în parte ecuațiile generale ale elasticității. Aceste ecuații sunt absolut necesare și servesc la determinarea caracteristicilor de material și evidențierea caracterului comportării mecanice acestor materiale. În a doua parte a Capitolului sunt prezentate cele mai importante criterii de rupere ce se aplică materialelor compozite cât și importanța determinării tensiunilor interlaminare, idee ce va fi extinsă prin diverse aplicații numerice și experimentale în capitolele următoare.

C A P I T O L U L 3

STUDIUL COMPORTĂRII PAFS ÎN CAZUL APARIȚIEI ȘI EXTENSIEI FISURILOR. METODE CLASICE DE CALCUL.

Obiective Principale:

- ✓ Considerații generale cu privire la producerea și extinderea fisurilor.
- ✓ Prezentarea celor mai importanți parametri specifici mecanicii ruperii.
- ✓ Introducere în fenomenul de oboseală.
- ✓ Delaminarea. Mecanismul apariției fenomenului de delaminare.
- ✓ Metoda elementului finit (MEF) aplicată în studiul materialelor compozite.

3.1 Introducere în teoria fisurilor

Datorită dezvoltării industriale s-a impus utilizarea unor structuri cu grad ridicat de complexitate. Condițiile de exploatare au devenit din ce în ce mai dure. Acest lucru a favorizat apariția unor “anomalii” în timpul funcționării și exploatării structurilor, ducând de cele mai multe ori la cedarea acestor structuri, cu toate că au fost proiectate conform teoriilor de rezistență.

O primă consecință în vederea soluționării unor astfel de evenimente catastrofale, în unele cazuri, a fost aceea în care toate eforturile s-au canalizat pe studierea și cercetarea fenomenului de extensie a fisurii, (Gradz, J.E., Sun, C.T., 1986).

Un prim pas în formularea primelor concepte de referință cu privire la mecanica ruperii ca și disciplină a fost făcut de către Griffith, în anul 1920, publicând o serie de rezultate experimentale cu privire la ruperea materialelor casante, el studiind cu precădere dependența dintre rezistența sticlei și mărimea microfisurilor (Farrow, I.R., 1989).

3.1.1 Calculul la rupere. Fundamente

În cazul unor solicitări variabile pot să apară fisuri de oboseală care se propagă în timp până la ruperea completă a piesei, (Hadăr, A., 2002), (Hinton, M.J., 2004), (Jansen, M., 2002).

Încă din anul 1920 cercetătorul (Griffith, A.A., 1920), a publicat o lucrare privind rezistența la fisurare a materialelor cu fibre din sticlă. Griffith, A.A., presupune că pe suprafața acestor materiale, se regăsesc, încă din procesul de fabricație, numeroase defecte de tip fisură.

Analiza lui Griffith încearcă să determine condițiile de extensie a unei fisuri existente într-o placă presupusă infinită și perfect elastică, figura 3.3, (Griffith, A.A., 1920). Ipotezele adoptate de autor sunt:

1. Placa, de grosime unitară este încărcată uniform cu o tensiune σ , având o fisură străpunsă de lungime $2a$;
2. Dimensiunile plăcii sunt cu mult mai mari decât dimensiunile fisurii;
3. Încărcarea este monoaxială.

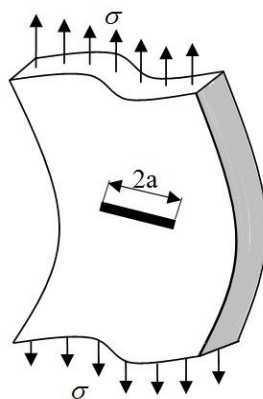


Figura 3.3 Microfisură de tip (Griffith, A.A. 1920)

Determinarea valorii maxime a tensiunii pe care o poate suporta placa ce conține o fisură de lungime $2a_0$, aceasta se face cu relația:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a_0}}; \quad (3.1)$$

unde:

- σ reprezintă tensiunea de fisurare;
- a_0 mărimea fisurii;
- γ_s energia superficială unitară;
- E reprezintă modulul de elasticitate longitudinal.

Pentru determinarea tensiunii la vârful fisurii, Griffith, A.A., consideră aceeași placă cu cele două dimensiuni relativ mari în raport cu dimensiunea unui concentrator de tensiune având formă eliptică (figura 3.4).

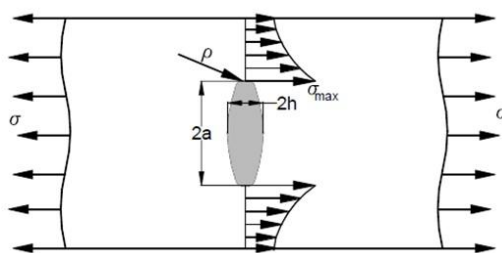


Figura 3.4 Concentrator eliptic în placă de dimensiuni mari, (Griffith, A.A., 1920)

Pentru cazul limită în care elipsa este foarte ascuțită spre vârf și cât mai aproape de forma unei fisuri, $h \ll a$, ρ - raza de curbură a elipsei la vârful acesteia este:

$$\rho = \frac{h^2}{a}. \quad (3.2)$$

Din Teoria elasticității, tensiunea maximă ce se înregistrează în imediata vecinătate a vârfului elipsei, va fi:

$$\sigma_{\max} = \sigma \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \approx 2\sigma\sqrt{\frac{a}{\rho}}. \quad (3.3)$$

Pentru ca de la un astfel de concentrator să se propage fisura, trebuie ca tensiunea maximă să atingă valoare tensiunii teoretice la rupere:

$$2\sigma \cdot \sqrt{\frac{a}{\rho}} = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{d}}; \quad (3.4)$$

de unde va rezulta:

$$\sigma = \sqrt{\frac{E\gamma_s \rho}{4ad}}. \quad (3.5)$$

3.1.2 Moduri de rupere

Irwin (*Irwin, G.R., 1957*), a extins teoria emisă de către Griffith în domeniul materialelor elasto-plastice și a determinat trei moduri de rupere, (figura 3.5).

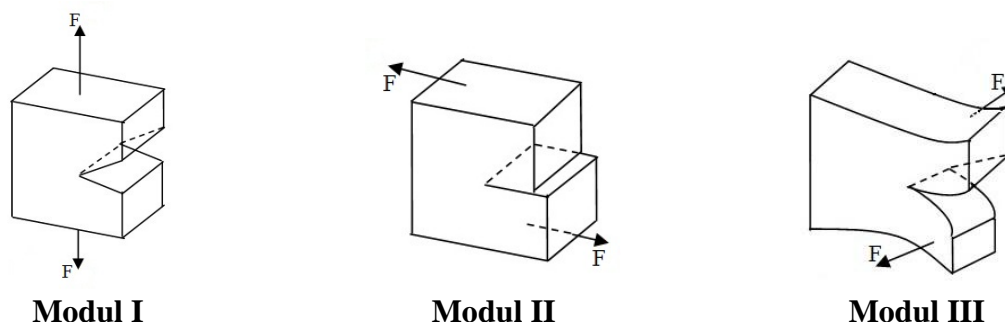


Figura 3.5 Moduri de rupere (*Irwin, G.R., 1957*)

În ceea ce privește extensia unei fisuri pentru dezvoltarea unei ruperi, cel mai critic mod de extensie este modul I, (*ISO DIS15024*). În consecință, pentru o dimensiune dată a defectului, riscul de rupere brutală este mai mare dacă orientarea defectului în raport cu sollicitarea exterioară corespunde modului I.

3.1.3 Parametrii specifici teoriei fisurilor

Ținându-se cont de poziția defectului, forma geometrică a acestuia, a corpului, proprietățile mecanice ale materialului din care este formată structura, temperatura de lucru, regimul de exploatarea, sollicitarea, structura chimică a materialului etc., se utilizează o serie de mărimi, bazate pe următorii parametrii, (*Goanță, V., 1999*):

1. Integrala J ;
2. Forța de extensie a fisurii;

3. Deplasarea de deschidere la vârful fisurii – CTOD (Crack Tip Opening Displacement);
4. Factorul de intensitate a tensiunii, K ;
5. Rezistența la rupere.

3.5 Teoria factorului cumulativ de deteriorare

Pentru verificarea criteriului de rezistență la oboseală se pot aplica două metode, (Domnișoru, L., 2006):

1. **Metoda valorii admisibile**, pentru variația tensiunilor maxime la încărcările extreme prescrise;

În cazul metodei valorilor admisibile, variația maximă a tensiunii trebuie să satisfacă urmatorul criteriu:

$$\Delta\sigma_{\max} \leq \Delta\sigma_p \leq R_m \quad (3.31)$$

2. **Metoda factorului cumulativ de deteriorare D**, ce are la bază metoda Palmgren-Miner a curbelor de proiectare tensiune-cicluri S-N.

3.5.1 Criteriul Palmgren – Miner

Criteriul Palmgren - Miner este cel mai utilizat criteriu de determinare a factorului cumulativ de degradare, (Dumitru, I., 1997), (Farrow, I.R., 1989).

Se presupune că un material poate tolera un anumit număr de cicluri de degradare, D , până la rupere. În cazul (Hashin, Z., 1985), în care materialul este supus unor solicitări variabile și a suferit un număr de semnificativ de degradări, D_i ($i = 1, \dots, N$), provocat de N cicluri de solicitare, se așteaptă ca acesta să se rupă în momentul în care:

$$\sum_{i=1}^N D_i = D; \quad (3.32)$$

$$\sum_{i=1}^N \frac{D_i}{D} = 1. \quad (3.33)$$

în care:

D_i ($i = 1, \dots, N$) - reprezintă degradare parțială provocată de i cicluri de solicitare.

Din curba S-N, (Palmgren – Miner Rule – document Internet), se poate determina numărul de cicluri până la rupere, N_1 la σ_1 , N_2 la σ_2 , ..., N_N la σ_N .

Conform teoriei Palmgren-Miner, este de preferat ca deteriorarea parțială pentru un

nivel al tensiunii σ_i să fie considerată a fi n_i/N_i , momentul ruperii prin oboseală să se producă atunci când:

$$\sum_{i=1}^N \frac{n_i}{N_i} = 1. \quad (3.34)$$

3.6 Deteriorări ce apar între straturi. Delaminarea materialelor compozite

Ca și materialele clasice, materialele compozite stratificate armate cu fibre sunt sensibile la concentratoarele de tensiuni și de cele mai multe ori își pierd capacitatea portantă atunci când sunt deteriorate. În cazul compozitelor aceste deteriorări s-au dovedit a fi mai numeroase și se pot produce încă din timpul realizării compozitului, (se întâlnesc defecte de neuniformitate a grosimii stratului, lipsa paralelismului între fibre, goluri, incluziuni de aer sau delaminări datorate tehnologiei de fabricație), precum și în timpul funcționării structurilor (datorită solicitărilor la impact, solicitărilor variabile, flambajului, efectelor de margine etc.).

3.6.1 Deteriorarea materialelor compozite stratificate datorită fenomenului de delaminare

În lucrarea lor, Kim & Soni (*Kim, R.Y., și Soni, S.R., 1984*), propun o nouă teorie dezvoltată după criteriul tensiunii medii cu privire la apariția și extinderea delaminării în cazul materialelor compozite stratificate, (*Jiga, Gh.G., 2004*). Conform criteriului propus de cei doi, delaminarea apare în momentul în care valoare tensiunii medii interlaminare $\bar{\sigma}_z$, atinge valoarea maximă a rezistenței la tracțiune pe direcția normală la plan, $\sigma_z^{(+)}$.

Expresia matematică a tensiunii (*Jiga, Gh.G., 2004*), (*Kim, R.Y., și Soni, S.R., 1984*) este următoarea:

$$\bar{\sigma}_z = \frac{1}{b_0} \cdot \int_{b-b_0}^b \sigma_z \cdot (y,0) dy = \sigma_z^{(+)} \quad (3.39)$$

unde:

- b este jumătate din lățimea stratificatului;
- b_0 este lungimea critică este egală cu grosimea unui strat.

Datorită dificultății de măsurare a tensiunii $\sigma_z^{(+)}$, cei doi autori, Kim și Soni, au presupus că $\sigma_z^{(+)} = \sigma_T^{(+)}$.

Comparativ cu alte criterii ce au ca scop determinarea tensiunilor interlaminare, acest criteriu prezice cu o bună acuratețe apariția și extinderea delaminării în cazul materialelor compozite stratificate cu fibre.

Delaminarea este un fenomen destul de greu de anticipat și de calculat datorită dificultății calculului tensiunilor interlaminare.

O'Brien, T.K., pleacă de la valoarea modului de elasticitate longitudinal, relația (3.42) pentru un stratificat, pentru a modela rigiditatea unui stratificat fără delaminări, figura 3.11a.

$$E_x = \frac{1}{hA_{11}}. \quad (3.42)$$

unde: h - grosimea totală a stratificatului.

În figura 3.11b, este prezentat un stratificat format din lamine ce prezintă o delaminare totală ale acestora, iar deformația longitudinală este aceeași pentru fiecare lamină în parte.

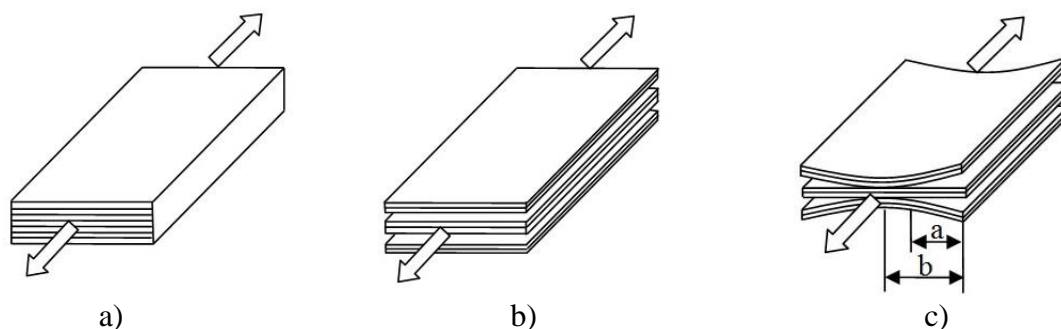


Figura 3.11 Analiza fenomenului de reducere a rigidității datorită delaminării
(O'Brien, T.K., 1982), (Jiga, Gh.G., 2004)

3.8 Concluzii

În acest capitol au fost prezentate ipotezele de producere și extinderea fisurilor după diverși autori.

S-au prezentat modurile fundamentale de solicitare și definiția celor mai importante mărimi specifice teoriei fisurilor:

- Integrala J , Forța de extensie a fisurii, Factorul de intensitate a tensiunii;
- Calculul teoretic la solicitări variabile pentru materialele compozite și factorii care influențează în mod special rezistența la oboseală.
- Calculul teoretic al factorului cumulativ de degradare pentru materialele compozite și aplicarea criteriului Palmgren – Miner în determinarea acestui factor.

Principalele cercetări în domeniul MEF au următoarele obiective:

- Formulări cât mai exacte cu scopul elaborării unor teorii valabile pentru o categorie cât mai mare de materiale compozite;

- Formularea unor criterii care să reducă erorile de aproximare specifice metodelor numerice de calcul (regula cifrelor mici);

- Reducerea timpului de lucru pentru elaborarea unor structuri;

- Aplicarea MEF la nivelul laminelor materialelor compozite pentru depistarea precisă a deteriorărilor, dar mai ales a cauzelor care au produs deteriorările.

În final, va trebui să determinăm valori pentru tensiuni interlaminare și deplasări în cazul unei solicitări statice și dinamice pentru o masă de greutate cunoscută cu un material de tip PAFS. Legătura dintre deformații și tensiuni se face pe baza matricei de rigiditate. Având în vedere faptul că modalitatea de calcul este complicată, iar MEF permite transpunerea software (cum sunt sistemele Ansys și SolidWorks Cosmos/M care au fost utilizate), au fost realizate instrumente eficiente pentru obținerea valorilor tensiunilor și a deplasărilor, care au la bază cele prezentate în acest capitol.

Studiul stării de tensiune interlaminară pentru plăcile de tip PAFS, necesită instrumente de calcul performante pentru ca rezultatele obținute să fie relevante și pentru a reflecta cât mai bine caracteristicile reale ale materialului.

Deoarece în literatura de specialitate nu apar date concrete referitoare la calculul detaliat al structurilor din materiale compozite pe straturi, s-a preferat folosirea MEF pentru studiul stării de tensiune pentru plăcilor din PAFS cu validare experimentală.

C A P I T O L U L 4

ANALIZA STĂRILOR DE DEFORMAȚII ȘI TENSIUNI CARE APAR ÎN STRUCTURI SIMPLE ȘI COMPUSE CONFEȚIONATE DIN PAFS

Obiective Principale:

- ✓ Stabilirea metodologiei de abordare pentru determinarea stării de tensiune și deformație la materiale compozite folosind MEF.
- ✓ Aplicarea metodologiei stabilite la determinarea numerică a stării de tensiune și deformație folosind MEF.
- ✓ Determinarea experimentală a caracteristicilor mecanice a PAFS considerat ca material compozit cu comportări diferite funcție de solicitări.
- ✓ Determinarea prin analiză numerică a tensiunilor interlaminare.
- ✓ Determinarea prin experiment a tensiunii interlaminare folosind metoda TER.
- ✓ Determinarea sarcinii (pe modelul experimental) în cazul dinamic de solicitare.
- ✓ Studiul stării de tensiune pe modelul numeric încărcat cu sarcina determinată experimental.

4.1 Stabilirea metodologiei de determinare a stării de tensiune și deformație la materiale compozite folosind Metoda Elementelor Finite

Pentru efectuarea unui studiu, indiferent de ce natură, este necesară parcurgerea unor etape. Suma acestor etape se constituie într-o metodologie. Aceasta trasează liniile directoare după care să se desfășoare cercetarea.

În cazul determinării stării de tensiune dintr-o structură supusă sarcinilor exterioare folosind programe de analiză cu elemente finite este necesară stabilirea metodologiilor de abordare a calculului. Astfel este necesară definirea: materialului (prin caracteristicile de material ale acestuia), geometriei (forme constructive și secțiuni transversale), legăturilor și aproximarea acestora cu cele create în calculele de structuri.

Dacă definirea geometriei, a sarcinilor și a legăturilor se poate face relativ ușor, definirea caracteristicilor de material implică o serie de încercări mecanice.

4.1.1 Determinarea caracteristicilor mecanice ale PAFS-ului

Comportarea materialelor compozite în regim static dar mai ales în regim dinamic ocupă la momentul de față un loc semnificativ în programele ce utilizează MEF.

În analiza numerică a structurilor confecționate din materiale compozite se impune cunoașterea caracteristicilor mecanice ale acestora. În general PAFS se consideră ca o suprapunere de straturi (lamine). De aici derivă pentru generalitate caracterul anizotrop al acestui material compozit. De cele mai multe ori în analiza cu elemente finite se neglijează caracterul anizotrop al compozitului, rezultatele fiind considerate de unii autori satisfăcătoare prin considerarea acestuia cu comportare izotropă.

Pentru modelarea numerică a comportării la solicitări variabile ale structurilor confecționate din PAFS și analiza stărilor de tensiune și deformație a fost necesară determinarea experimentală a caracteristicilor de material. Experimentele s-au efectuat pe epruvete din PAFS, având următoarele caracteristici:

- Trei straturi de armătură din fibră tip "E", cu fibre lungi dispuse la 0-90°;
- Rășină epoxidică de tip AROPOL M 105 TA;
- Grosimea epruvetelor aproximativ 5 milimetri;
- Tehnologia de obținere a epruvetelor: formare manuală.

Testele la tracțiune s-au făcut pe o mașină de încercat de 5 kN de tip M350-5AT, Testometric Company, (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2012), (Tocu F., Mocanu, C.I., et.al, 2011).

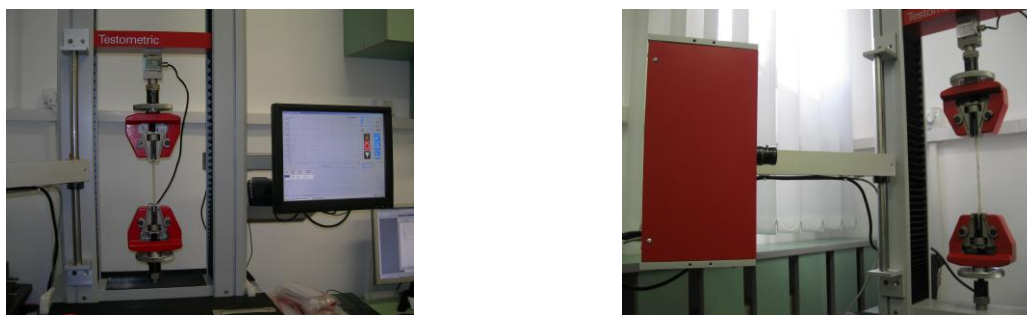


Figura 4.1 Mașina de încercat M350-5AT

S-au testat și epruvete confecționate din lamine ce au o dispunere a fibrelor sub unghiul $0-90^{\circ}$.

Tabelul 4.1 Caracteristicile mecanice pentru fibra de tip E.

Fibră	Modulul lui Young E_x [MPa]	Modulul lui Young E_y [MPa]	Coefficientul lui Poisson ν	ρ [kg/m ³]
E	9840	10940	0.46	2300

Tabelul 4.2 Caracteristicile mecanice pentru rășină.

Rășină	Modulul lui Young E_x [MPa]	Modul de forfecare transversal G [MPa]	Coefficientul lui Poisson ν	ρ [kg/m ³]
AROPOL M 105 TA	4500	1600	0.37	1200

Tabelul 4.3 Valori obținute pentru materialul cu 30% fibră de sticlă.

Material	Modulul lui Young [MPa]	Coefficientul lui Poisson ν	ρ [kg/m ³]
PAFS - $0-90^{\circ}$	10198	0.25	1658

4.1.2 Discretizarea structurilor. Alegerea tipului de element finit

Modelele analizate sunt prezentate în figura 4.3

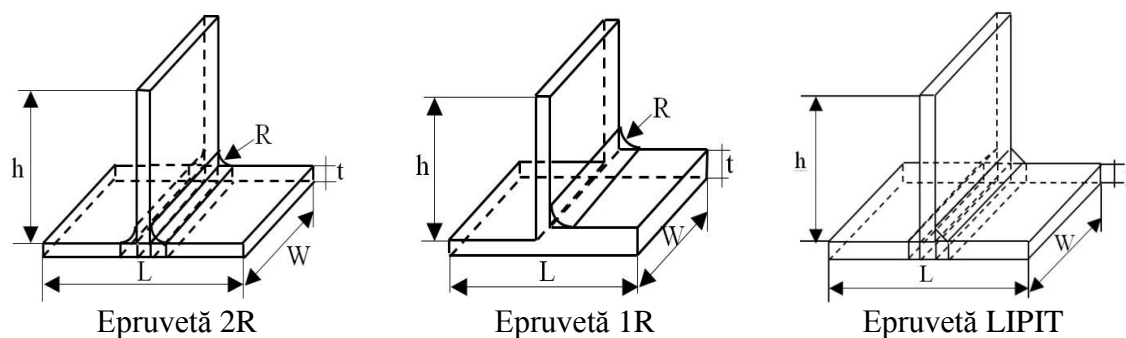


Figura 4.3 Schematizarea structurilor studiate

Pentru evidențierea problemelor ce apar în structurile confecționate din PAFS, au fost alese structuri, **CONFEȚIONATE DIN PLĂCI DIN MATERIALE COMPOZITE**, a căror modelare s-a realizat cu elemente finite.

Structuri folosite sunt îmbinări între plăci. S-au realizat și analizat modele confecționate ca în figura 4.3. Este de remarcat că diferențele dintre aceste “profile” constau în modul cum se realizează îmbinarea lor. Caracteristicile mecanice determinate experimental sunt prezentate în tabelul 4.4.

Structura de material ale profilelor ce vor fi analizate în acest capitol, este formată din “inimă” și “platbandă”, materialul utilizat are un număr de cinci straturi, trei straturi de rășină epoxidică AROPOL M 105 TA și două straturi de fibră de tip E.

Tabelul 4.4 Caracteristicile geometrice și de material pentru structurile de formă T

Caracteristici geometrice [mm]	Caracteristici de material	
	Fibră [MPa]	Rășină [MPa]
W = 100	$E_x = 9840$	$E_x = 4500$
L = 50	$E_y = 10940$	-
R = 3	$\nu = 0.46$	$\nu = 0.37$
h = 44.6	$\rho = 2300 \text{ [kg/m}^3\text{]}$	$\rho = 1100 \text{ [kg/m}^3\text{]}$
t = 5.4	$t_{\text{fibră}} = 1.2 \text{ mm}$	$t_{\text{rășina}} = 1 \text{ mm}$

În vederea efectuării analizei numerice structurile profilelor trebuie discretizate în elemente finite. Alegerea elementului finit se face în funcție de geometria structurii și gradul de precizie cerut de aplicație. Pentru obținerea unor rezultate cât mai apropiate de realitate, discretizarea se efectuează mai grosier în zonele care nu prezintă interes și mai fin în zonele care prezintă interes.

Pentru modelele analizate în acest capitol sunt folosite elemente de VOLUM de tip Solid 3D, Brick 186 cu 20 de noduri, este un element de grad doi, cu trei grade de libertate pe fiecare nod: translații pe direcțiile x, y, z și poate permite un număr maxim de 50 de straturi, din materiale diferite și cu orientări diferite ale direcțiilor principale, (*Documentație tehnică Ansys*).

În figura 4.4 sunt prezentate structurile discretizate, ce vor fi analizate în vederea obținerii rezultatelor care să conducă la concluzii referitoare la abordarea comportării mecanice a PAFS.

În determinările numerice ce vor fi prezentate în acest capitol denumirea acestor structuri va fi simplificată după cum urmează:

1. **Profil 2R** reprezintă structura formată din “inimă” și “platbandă” cele două fiind lipite și formând două raze de racordare (figura 4.4 b);

2. **Profil 1R** reprezintă structura formată din “inimă” și “platbandă” cele două fiind lipite și formând o singură rază de racordare (figura 4.4 c);

3. **Profil LIPIT** reprezintă structura formată din “inimă” și “platbandă” lipite între ele perpendicular (figura 4.4 d).

Aceste structuri vor mai fi precedate de litera “*S - stratificat*” și “*I – izotrop*”, reprezentând caracterul mecanic ce a fost luat în considerare.

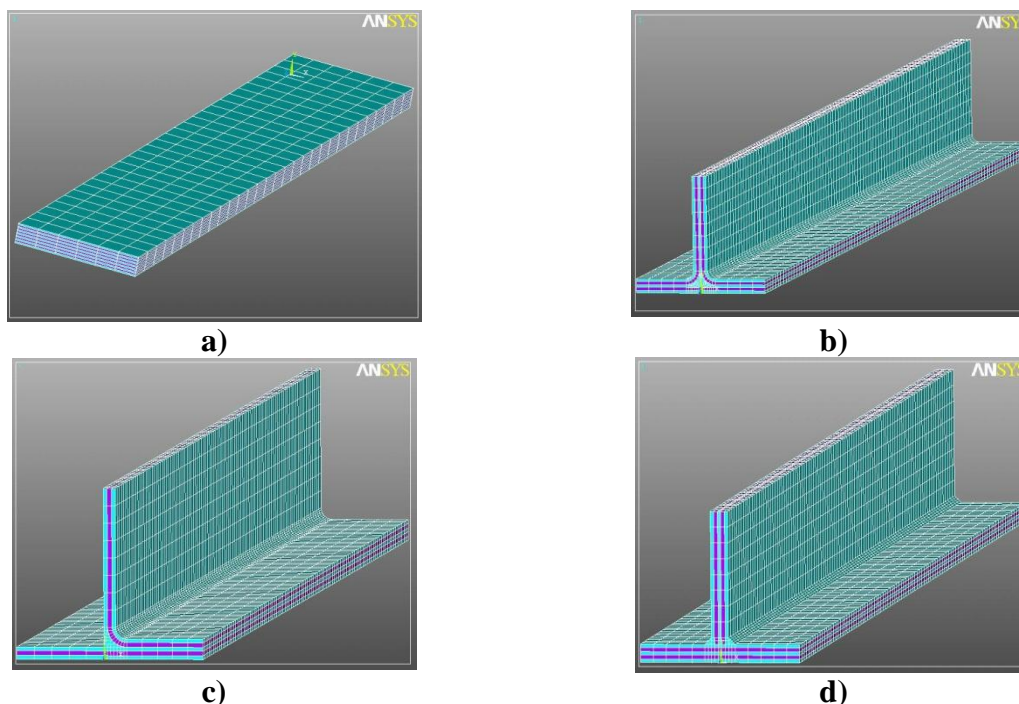


Figura 4.4 Discretizarea plăcilor și structurilor din plăci

În acest scop s-a utilizat programul Ansys v.13, program care se bazează pe modelul de calcul cu elemente finite, care calculează tensiunile și deformațiile în cazul unei structuri din plăci confeccionate din materiale compozite și solicitate la încovoiere de o forță distribuită F , perpendiculară pe suprafața structuri din plăci în anumite condiții.

Procesarea și interpretarea rezultatelor se face foarte ușor cu numeroase facilități de post-procesare, precum hărți de tensiuni, hărți de deplasări, grafice, etc.

Aceste etape au fost aplicate în toate analizele prezentate în acest capitol.

4.2 Stabilirea comportamentului izotrop, ortotrop sau anizotrop al PAFS sub acțiunea sarcinilor folosind analize cu MEF.

Aplicații în regim static pentru plăci confeccionate din PAFS

Așa cum s-a precizat anterior pentru efectuarea unei analize cu elemente finite este necesară cunoașterea caracteristicilor mecanice ale materialului studiat. Pentru studiile viitoare din această lucrare este necesară stabilirea comportamentului de material: anizotrop,

ortotrop sau izotrop. Vor fi analizate două posibilități:

1. Modelarea plăcilor plane și structurilor confecționate din PAFS cu straturi succesive de rășină și armătură. În acest caz proprietățile mecanice vor fi diferite pe două direcții perpendiculare, materialul rezultând cu comportare ortotropă sau anizotropă.

2. Modelarea plăcilor plane și structurilor confecționate din PAFS considerate ca fiind realizate dintr-un material cu caracteristici mecanice identice pe toate direcțiile, deci cu comportare izotropă.

4.2.1 Modelări numerice. Placă plană confecționată din PAFS considerată ca material ortotrop („straturi”)

Pentru a pune în evidență cele de mai sus s-a efectuat simularea numerică pentru cazul în care materialul compozit PAFS este considerat stratificat. S-a considerat încărcarea statică cu sarcină cunoscută, ce a fost inițial determinată experimental și aplicată în centrul plăcii în cazul numeric.

Datele de intrare pentru analiza statică sunt prezentate în tabelul 4.5.

Tabelul 4.5 Date de intrare

Date de intrare		Valori numerice
Dimensiunile plăcilor plane	PS1	L= 300 mm; g= 5 mm; B= 80 mm
	PS2	L= 300 mm; g= 8 mm; B= 50 mm
	PS3	L= 300 mm; g= 8 mm; B= 63 mm
Modulul de elasticitate		$E_1 = 10198 \text{ MPa}$;
Coeficientul Poisson		$\nu = 0.25$;
Densitate fibră		$\rho = 2300 \text{ kg/m}^3$
Densitate rășină		$\rho = 1200 \text{ kg/m}^3$
Densitate compozit		$\rho = 1658 \text{ kg/m}^3$
Grosimea unui strat de fibră și de rășină	PS1	$g_{\text{armătură}} = 0.55 \text{ mm}$; $g_{\text{rășină}} = 0.55 \text{ mm}$
	PS2	$g_{\text{armătură}} = 0.61 \text{ mm}$; $g_{\text{rășină}} = 0.61 \text{ mm}$
	PS3	$g_{\text{armătură}} = 0.89 \text{ mm}$; $g_{\text{rășină}} = 0.89 \text{ mm}$
Număr de straturi	PS1	9 - rășină + fibră
	PS2	13 - rășină + fibră
	PS3	9 - rășină + fibră
Forța aplicată		361.16 N
Procent armătură din total masă compozit:		30%

În cazul considerării materialului compozit anizotrop s-a luat modulul de elasticitate pe direcție perpendiculară pe încărcare, mai mic cu 10%, față de modulul de elasticitate pe direcția încărcării, cum de altfel recomandă literatura de specialitate.

În figura 4.5 sunt prezentate schematic elementele 4, 46,61. Deformațiile specifice și tensiunile au fost scoase din elementu 4 în cazul plăcii PS1, din elementul 46 în cazul plăcii PS2 și din elementul 61 în cazul plăcii PS3.

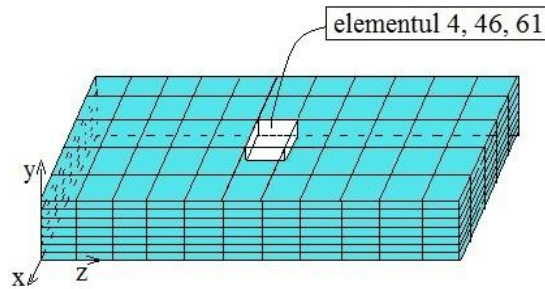


Figura 4.5 Reprezentarea schematică a elementelor luate spre analiză

În urma analizei sunt prezentate variația tensiunilor și a deplasărilor pentru fiecare placă plană stratificată, figurile 4.6, ... , 4.11.

Rezultate pentru PS1 (plăci stratificate):

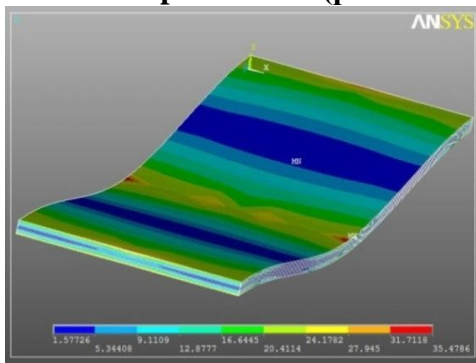


Figura 4.6 Variația tensiunilor în elementul 4

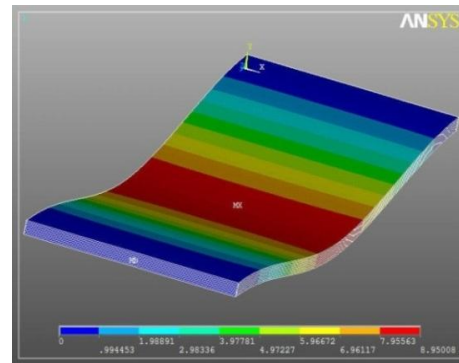


Figura 4.7 Variația deplasărilor în elementul 4

Rezultate pentru PS2 (plăci stratificate):

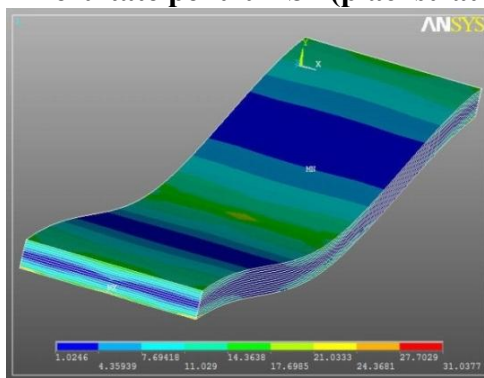


Figura 4.8 Variația tensiunilor în elementul 46

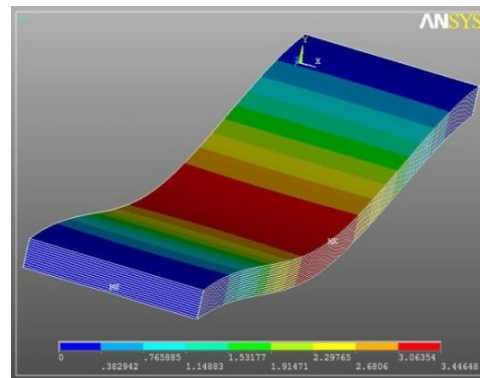


Figura 4.9 Variația deplasărilor în elementul 46

Rezultate pentru PS3 (plăci stratificate):

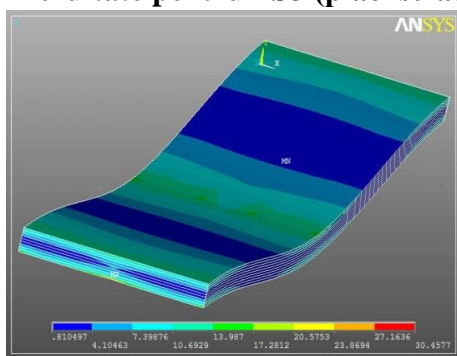


Figura 4.10 Variația tensiunilor în elementul 61

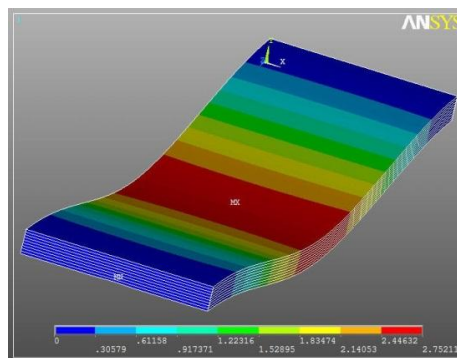


Figura 4.11 Variația deplasărilor în elementul 61

4.2.2 Modelări numerice. Placă plană confecționată din PAFS considerată ca material izotrop („omogen”)

S-au modelat aceleași plăci plane dar în acest caz, materialul a fost considerat ca fiind izotrop. Structurile plane au fost denumite în acest caz cu indicativul “**PI** – plăci plane izotrope”. Proprietățile și dimensiunile epruvetelor sunt aceleași ca și în cazul precedent, tabelul 4.5. În urma analizei sunt prezentate variația tensiunilor și a deplasărilor pentru fiecare epruvetă, figurile 4.12, ..., 4.17, (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2012).

Rezultate pentru PI1:

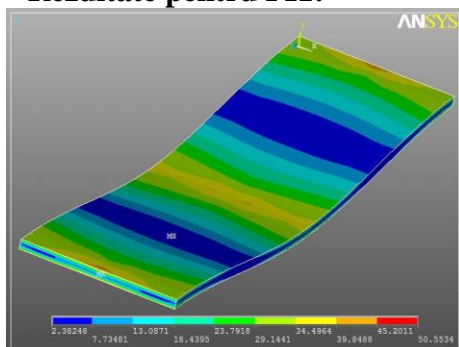


Figura 4.12 Variația tensiunilor în elementul 4

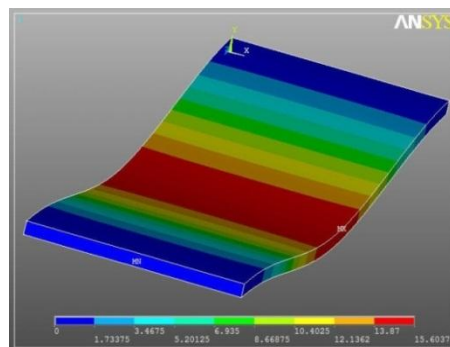


Figura 4.13 Variația deplasărilor în elementul 4

Rezultate pentru PI2:

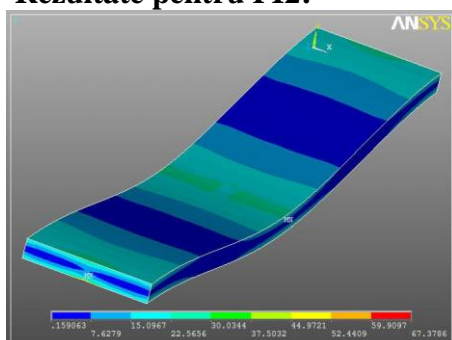


Figura 4.14 Variația tensiunilor în elementul 46

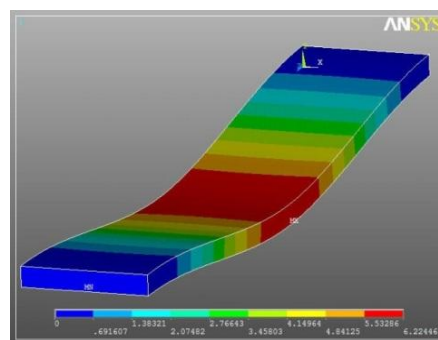


Figura 4.15 Variația deplasărilor în elementul 46

Rezultate pentru PI3:

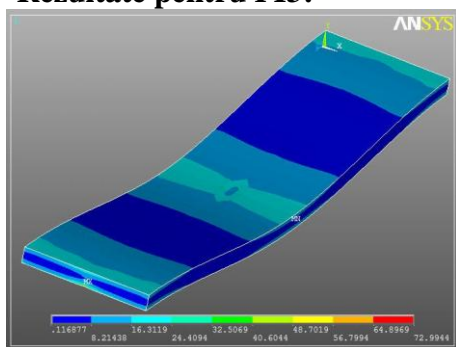


Figura 4.16 Variația tensiunilor în elementul 61

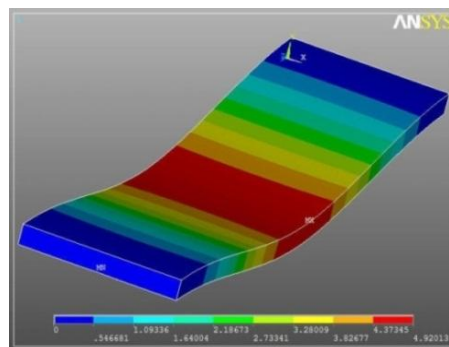


Figura 4.17 Variația deplasărilor în elementul 61

Rezultatele obținute atât în cazul modelării plăcilor plane stratificate cât și cele pentru modelarea plăcilor ca unele izotrope sunt centralizate în tabelul 4.6.

Tabelul 4.6 Rezultatele numerice – material considerat pe ortotrop și izotrop

Epruvetă	Deplasări maxime în element [mm]	Tensiuni maxime în element [MPa]
PS1	8.95	35.47
PI1	15.60	50.55
PS2	3.44	31.03
PI2	6.22	67.37
PS3	2.75	30.45
PI3	4.92	72.99
<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> - PAFS considerat <i>izotrop („omogen”)</i> - PAFS considerat <i>ortotrop („stratificat”)</i> </div>		

4.2.3 Validarea rezultatelor modelării numerice folosind metode experimentale.

Concluzii

Pentru validarea modelărilor numerice s-au efectuat măsurători experimentale pe plăci plane confecționate din PAFS. Măsurătorile au fost efectuate folosind metoda tensometriei electrice rezistive. Această metodă este descrisă în lucrările autorilor: (*Bârsănescu, P.D., 2004*), (*Iliescu, N., 2006*), (*Mocanu, C.I., 2007*).

Pentru măsurarea deformațiilor și tensiunilor la plăcile plane s-a aplicat o marcă tensometrică, iar încărcarea s-a realizat prin intermediul unei mase cunoscute de 36.116 kg. Montajul folosit este în semipunte (marca activă pe piesă, marca de compensare pe o placă din același material cu piesa, dar nesolicitată).

Standul (vezi figura 4.26, paragraful 4.3.2) pentru încercarea statică cuprinde următoarele dispozitive și echipamente:

1. Aparat tensometric Spider 8 (de la Hottinger);

2. Laptop cu software-ul Catman Express 3.1;
3. Epruvete din material compozit;
4. Mărci tensometrice;
5. Masă cu greutatea de 36.116 kg;
6. Cabluri tensometrice.

Deformațiile specifice din centru plăcii au fost măsurate cu ajutorul unui comparator și cu ajutorul lor s-au putut calcula tensiunile din tabelul 4.7.

Tabelul 4.7 Rezultatele măsurărilor

Epruvetă	Deformație specifică în marcă [μm]	Tensiuni normale calculate experimental [MPa]
P1	9.73	38.24
P2	3.81	33.86
P3	3.05	32.91

Din analiza rezultatelor modelării numerice pentru zona unde au fost amplasate mărcile tensometrice (elementele 4, 46, 61, obținute din discretizare pentru cazul modelelor considerate stratificate) și cele obținute experimental se obțin datele din tabelul 4.8.

Tabelul 4.8 Rezultate plăci plane considerate stratificate

Placa	Tensiuni normale calculate experimental [MPa]	Tensiuni normale calculate numeric [MPa]
PS1	38.24	35.47
PS2	33.86	31.03
PS3	32.91	30.45
	Abateri [%]	
PS1	7.24	
PS2	8.35	
PS3	7.47	

Din analiza rezultatelor modelărilor numerice și a verificării experimentale (tabelul 4.8) se poate observa că abaterile în cazul plăcilor stratificate se încadrează în valoarea admisibilă de 10%, ceea ce demonstrează că modelul ortotrop ales, este corespunzător estimării comportamentului la solicitări statice ale unei structuri de tip PAFS în condiții reale.

4.3 Determinarea tensiunilor interlaminare în cazul plăcilor plane confeccionate din PAFS

4.3.1 Modelul numeric

Pentru a putea analiza comportarea la acțiunea statică a încărcărilor s-au determinat tensiunile interlaminare. În paralel cu aplicația numerică s-a efectuat și analiza experimentală

a unor astfel de plăci (s-au folosit un număr de trei epruvete). Astfel între straturile care formează placa s-au dispus traductoare tensometrice, așa cum se poate observa în figura 4.18.

Cele trei plăci plane cu caracteristicile dimensionale și de material (tabelul 4.5) au fost folosite în determinarea tensiunilor interlaminare.

De asemenea s-a căutat lămurirea comportamentului plăcilor:

- ortotrop – tensiuni interlaminare pe straturi;
- izotrop – tensiuni interlaminare pe grosime.

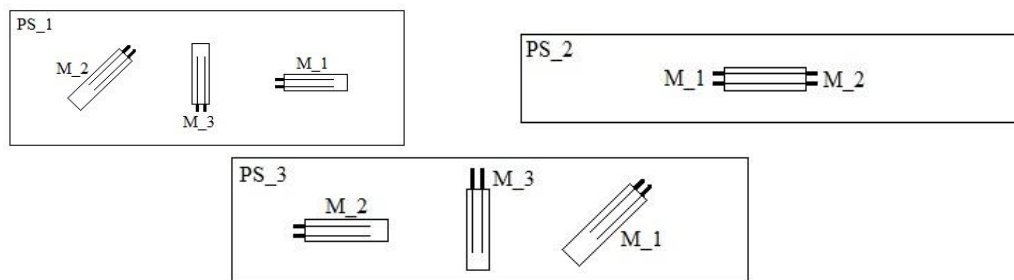


Figura 4.18 Amplasarea mărcilor tensometrice pentru cele trei plăci

În locurile unde au fost amplasate traductoare tensometrice s-au determinat folosind MEF tensiunile între straturi. Variația acestor tensiuni este prezentată în figurile 4.19,...,4.24.

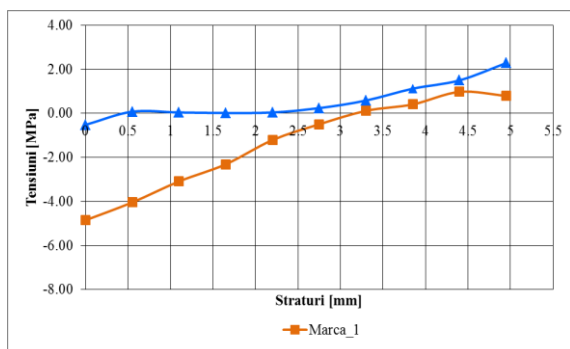


Figura 4.19 Tensiuni calculate în zona mărcilor pentru PS1

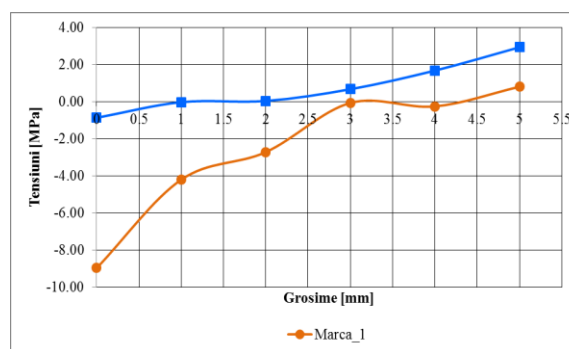


Figura 4.20 Tensiuni calculate în zona mărcilor pentru PI1

Valorile boldate din tabelele de mai jos (4.9, 4.10, 4.11) reprezintă valorile tensiunilor din straturile de deasupra și dedesubtul mărcilor tensometrice. Aceste valori au fost mediate pentru a putea face comparații cu modelarea experimentală.

Tabelul 4.9 Tensiuni,
(cazul cu comportare ortotropă PS1).

Variația tensiunii pe straturi în nodurile de interes [MPa]	
Marca 1	Marca 2
-4.85	-0.522
-4.04	0.075
-3.09	0.039
-2.31	0.017

-1.21	0.041
-0.495	0.23
0.115	0.58
0.407	1.12
0.973	1.50
0.794	2.28

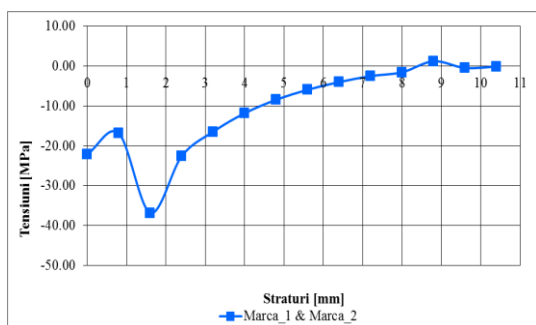


Figura 4.21 Tensiuni calculate în zona mărcilor pentru PS2

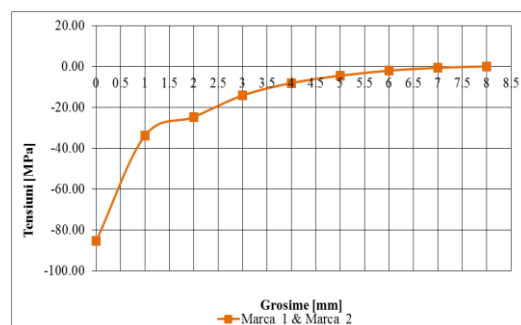


Figura 4.22 Tensiuni calculate în zona mărcilor pentru PI2

Tabelul 4.10 Tensiuni,
(cazul cu comportare ortotropă PS2).

Variația tensiunii pe straturi în nodurile de interes [MPa]	
Marca 1 & Marca 2	
-31.7	
-16.9	
-22.5	
-22.6	
-7.2	
-11.8	
-6.49	
-5.97	
-4.05	
-2.55	
-1.60	
1.16	
-0.513	
-0.179	

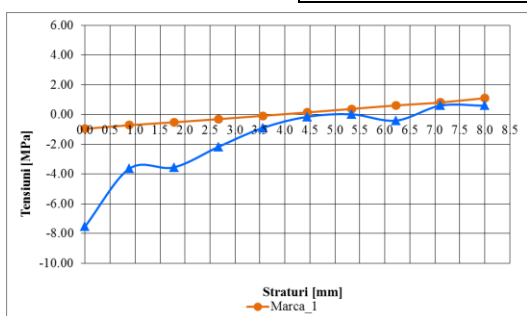


Figura 4.23 Tensiuni calculate în zona mărcilor pentru PS3

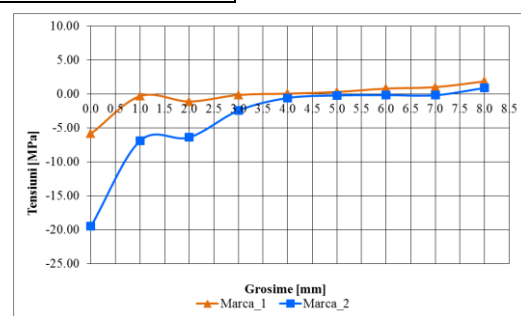


Figura 4.24 Tensiuni calculate în zona mărcilor pentru PI3

Tabelul 4.11 Tensiuni,
(cazul cu comportare ortotropă PS3).

Variația tensiunii pe straturi în nodurile de interes [MPa]	
Marca 1	Marca 2
-0.956	-7.52
-0.712	-3.93
-0.518	-3.55
-0.306	-2.87
-0.084	-0.896
0.264	-0.151
0.378	0.019
0.316	-0.404
0.811	0.602
1.11	0.598

4.3.2 Modelul experimental

Rezultatele modelărilor numerice obținute la paragraful 4.3.1, au fost însoțite în permanent de verificări experimentale.

Pe cele trei plăci plane au fost amplasate trei mărci tensometrice între straturi așa cum se poate observa în figura 4.25, (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2012).

Mărcile tensometrice au fost orientate la 0° – 90° – 45° și poziționate în straturi diferite, fiecare placă, având număr diferit de straturi.

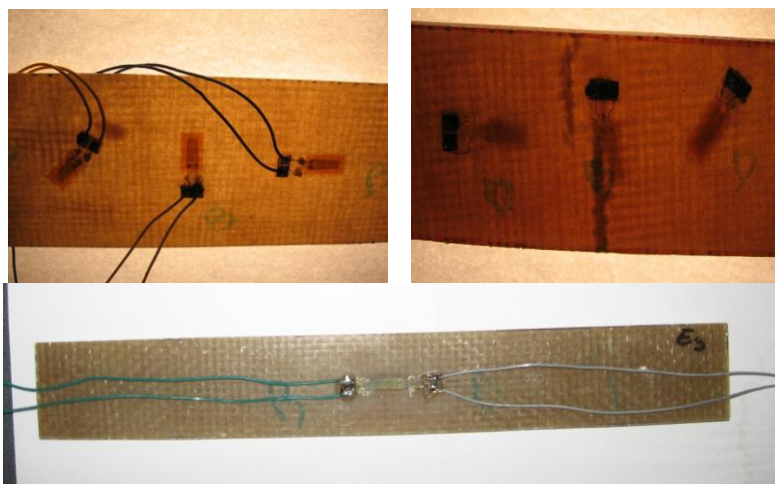


Figura 4.25 Amplasarea mărcilor tensometrice între straturile plăcii

Variația tensiunii a fost selectată doar din Marca 1 și Marca 2, cu ajutorul unui traductor tensometric. În cazul mărcii 3, nu s-au înregistrat valori semnificative ale tensiunii, solicitarea fiind una de încovoiere. Plăcile au fost simplu rezemate la capete iar încărcarea statică s-a realizat prin intermediul unei mase cunoscute de 36.116 kg. Standul de lucru pe care s-au făcut măsurătorile, utilizând TER, este prezentat în figura 4.26.



Figura 4.26 Standul pentru încercarea statică

Rezultatele din tabelul 4.12 sunt cele măsurate la valoarea maximă a încărcării plăcilor, de 36.116 kg.

Tabelul 4.12 Rezultatele măsurătorilor (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2012).

Modelele experimentale	Tensiuni pe grosimea plăcii, la nivelul mărcilor [MPa]	
	Marca 1	Marca 2
PS1	1.47	1.07
PS2	28.2	15.4
PS3	0.31	3.69

4.3.3 Comparații privind tensiunile interlaminare obținute prin metoda numerică și cea experimentală la solicitare statică pentru plăcile plane. Concluzii

Rezultatele obținute atât în cazul modelării numerice cât și pentru modelarea experimentală au fost centralizate în tabelele 4.13, 4.14 și 4.15.

Tabelul 4.13 Comparație între tensiuni măsurate și cele calculate PS1

Tensiuni strat [MPa]			Abateri [%]
Strat	Numeric	Experimental	Marca
II – 2.31	1.40	1.47	1
III – 0.49			
			4.76
IV – 0.58	1.04	1.07	2
V – 1.50			
			2.80

Tabelul 4.14 Comparație între tensiuni măsurate și cele calculate PS2

Tensiuni strat [MPa]			Abatere [%]
Strat	Numeric	Experimental	Marca
II – 31.70	27.1	28.2	1
III – 22.5			
			3.90
IV – 22.5	14.85	15.4	2
V – 7.2			
			3.57

Tabelul 4.15 Comparatie între tensiuni măsurate și cele calculate PS3

Tensiuni strat [MPa]			Abateri [%]
Strat	Numeric	Experimental	Marca
II – 0.26	0.29	0.31	1
III – 0.31			
			6.45
IV – 3.93	3.40	3.69	2
V – 2.87			
			7.85

Analizând datele rezultate din calculul numeric și experimental prezentate, se poate observa că tensiunile au valori mai mari în cazul considerării PAFS ca material izotrop. Acest lucru conduce la concluzia că în calcule este mai eficient să se considere PAFS ca fiind material cu comportare ortotropă acest lucru conducând la o economie de material și implicit manoperă.

4.4 Determinarea numerică și experimentală a tensiunilor interlaminare în cazul structurilor de formă T confecționate din PAFS

4.4.1 Determinarea numerică a tensiunilor interlaminare pentru structura de formă T confecționată din PAFS considerată ca material ortotrop

Pentru a evidenția conlucrarea plăcilor din materiale compozite s-a efectuat analiza statică a unei structuri de formă T, ce se regăsește cu precădere la rigidizarea diverselor planșee de la navele mici și de agrement.

În vederea realizării analizei statice s-a folosit metodologie prezentată anterior:

În paragraful 4.1.1 și 4.1.2, sunt prezentate geometria structurii, proprietățile de material discretizarea modelului, aplicarea legăturilor cât și aplicarea sarcinii.

Încărcarea statică a modelului s-a realizat printr-o forță ce a rezultat din modelul experimental, ce a avut rol de verificare și validare a modelului numeric, $F = 412.75 \text{ N}$.

Tensiunile obținute prin calculul numeric au fost extrase din noduri, din zona în care au fost considerate experimental mărcile tensometrice. Au fost selectate toate nodurile de la coordonatele: $x = 13 \text{ mm}$, $y = 0 \div 5.4 \text{ mm}$, $z = 280 \text{ mm}$.

Tabelul 4.16 Tensiuni, (material cu comportare ortotropă).

Variația tensiunii pe straturi în nodurile de interes		
Strat	Numărul Nodului	Valoarea tensiunii [MPa]
1 rășină	17162	10.8
2 - fibră	17132	9.68

3 - rășină	16929	8.79
4 - fibră	17044	6.26
5 - rășină	16574	4.73
6 - fibră	16874	3.38
7 - rășină	16059	1.14

4.4.2 Determinarea experimentală a tensiunilor interlaminare pentru structura de formă T confeccionată din PAFS considerată ca material ortotrop

De asemenea pentru validarea rezultatelor numerice prezentate la paragrafele precedente, s-au efectuat și măsurători experimentale pe același model de structură de formă T, considerat pe straturi.

Au fost amplasate două mărci tensometrice una peste cealaltă. În straturi diferite (figura 4.27). Încărcarea statică a profilului s-a realizat prin intermediul unei forțe cunoscute de 412.75 N.



Figura 4.27 Amplasarea mărcilor tensometrice în modelul analizat

Tensiunile au fost măsurate în zona mărcilor, pe straturi. Rezultatele din tabelul 4.17 sunt cele obținute la valoarea maximă a încărcării.

Tabelul 4.17 Rezultatele măsurătorilor în cazul profilului de formă T

Modelul experimental	Tensiuni pe grosimea profilului la nivelul mărcilor [MPa]	
	Marca 1	Marca 2
PS1	5.82	9.98

4.4.3 Comparații între tensiunile interlaminare obținute prin metoda numerică și experimentală la solicitarea statică pentru structurile de formă T

Rezultatele obținute atât în cazul modelării numerice cât și în cazul modelării experimentale au fost centralizate în tabelul 4.18.

Valorile tensiunilor obținute prin calcul numeric au fost prelucrate pentru a putea oferi o imagine cât mai clară cu privire la compararea valorilor obținute experimental cu cele

numerice. S-au efectuat medieri între tensiunile din straturile doi cu trei și patru cu cinci, pentru a putea compara tensiunile obținute în aceste straturi în cazul experimental.

Tablelul 4.18 Compararea tensiunilor interlaminare în cazul profilului de formă T

Tensiuni strat [MPa]			Abateri [%]
Strat	Numeric	Experimental	Marca
II – 9.68	9.235	9.98	1
III – 8.79			
			7.46
IV – 6.26	5.495	5.82	2
V – 4.73			
			5.58

Din analiza rezultatelor (tabelul 4.18), se poate trage concluzia că metodologia folosită pentru calculul numeric al tensiunilor interlaminare este corectă.

4.5 Analiza în regim dinamic a structurilor de formă T confecționate din PAFS

4.5.1 Modelul numeric

Analiza dinamică în cazul materialelor compozite este esențială pentru determinarea comportării acestora în vederea depistării zonelor unde pot apărea degradări, fisuri, etc.

Structurile luate în discuție sunt trei tipuri de structuri de formă T care au fost descrise la începutul capitolului.

Au fost definite legăturile, ce au constat în blocarea deplasărilor și rotirilor pe direcțiile x, y, z, rezultând astfel încastrări. Definierea legăturilor s-a făcut doar la un capăt, celălalt fiind liber, iar forța aplicată a fost cea obținută experimental. Profilul de formă T a fost supus unei sollicitări la încovoiere iar tensiunile nu sunt constante. Distanța de la capătul încastrat și poziționarea traductoarelor tensometrice este : $d = 50 \text{ mm}$, (figura 4.28). Extragerea tensiunilor maxime s-a făcut din locul unde sunt amplasate traductoarele. Intervalul de timp introdus a fost de 0 s - 1 s, (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2012).

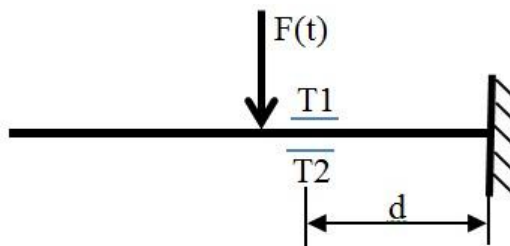


Figura 4.28 Amplasarea traductoarelor tensometrice în zona de interes

În figurile 4.29,...,4.34 sunt reprezentate distribuțiile de forțe (obținute experimental) și tensiunile maxime (obținute numeric).

Cazul I - Structura – 2R

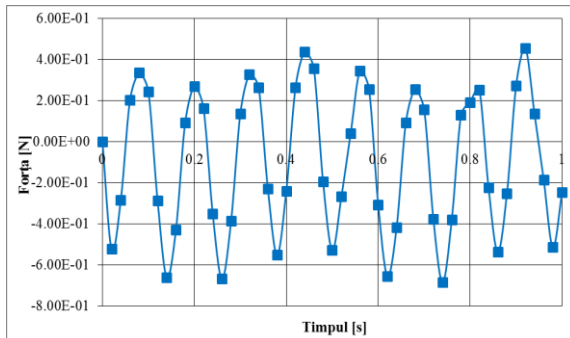


Figura 4.29 Distribuția forței pentru cazul 2R

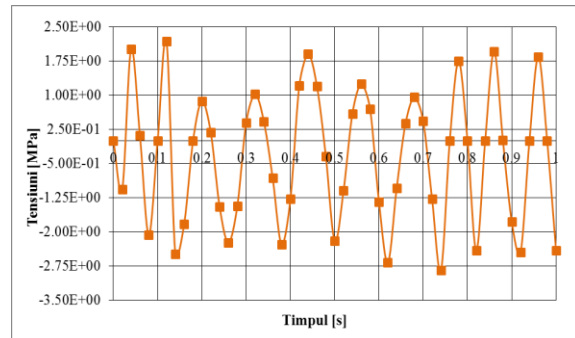


Figura 4.30 Distribuția tensiunii pentru cazul 2R

Cazul II – Structura - 1R

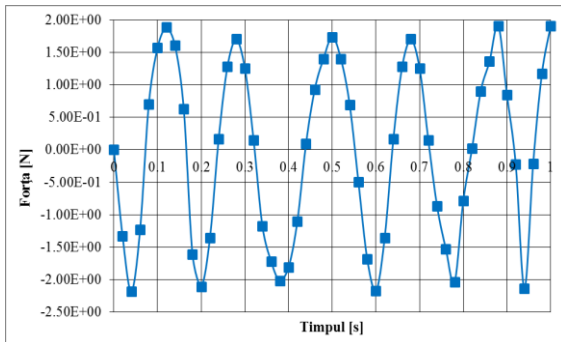


Figura 4.31 Distribuția forței pentru cazul 1R

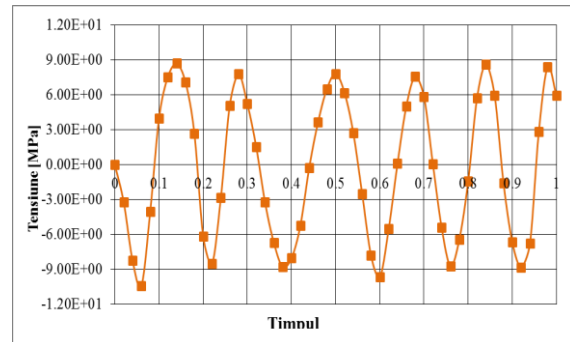


Figura 4.32 Distribuția tensiunii pentru cazul 1R

Cazul III – Structura – LIPIT

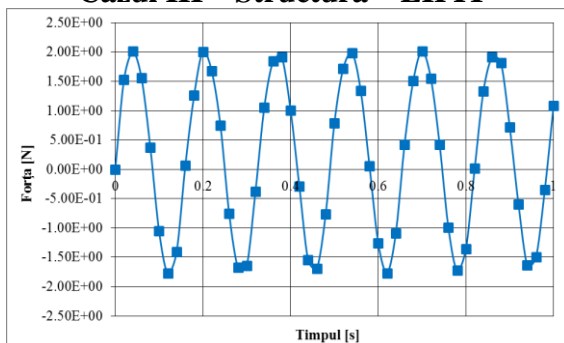


Figura 4.33 Distribuția forței pentru cazul LIPIT

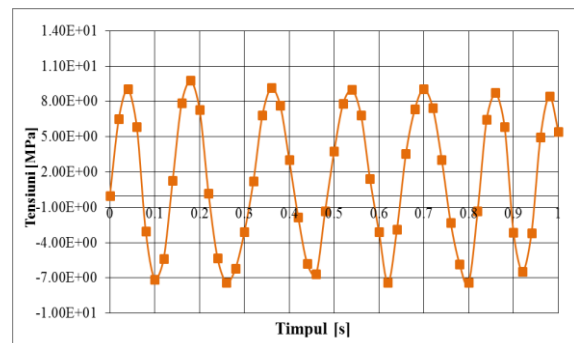


Figura 4.34 Distribuția tensiunii pentru cazul LIPIT

4.5.2 Model experimental

Obiectivele principale ale acestei modelări experimentale s-au constituit în determinarea deformațiilor și implicit a tensiunilor în regim dinamic și obținerea forței variabile în timp pentru utilizarea ei în calculul numeric.

Pentru măsurarea deformațiilor care apar la structurile de formă T, s-a realizat un stand compus din următoarele dispozitive și echipamente:

1. Mașină pentru solicitări variabile, compusă din:

- a. motor electric de antrenare,
- b. sistem bielă manivelă antrenare epruvetă,
- c. suport traductor de proximitate,
- d. batiu,
- e. suport model experimental.

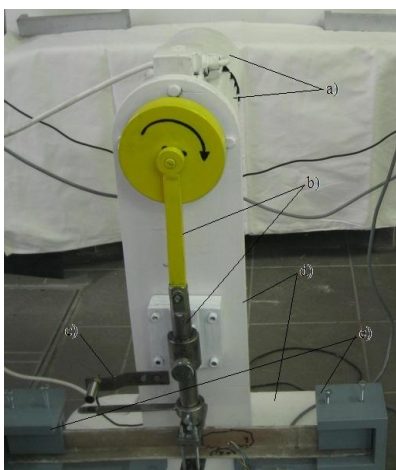


Figura 4.35 Mașină pentru solicitări variabile

2. Tablou de comandă compus și instrumentul de măsurare a deformațiilor specifice din:

- a. Tablou electric și măsurarea turației, numărător, variator de frecvență,
- b. Echipament de calcul dotat cu un sistem de prelucrare a datelor, CatMan Express 3.1, punte tensometrică Spider cu 8 canale, cabluri tensometrice, mărci tensometrice. (figura 4.36)

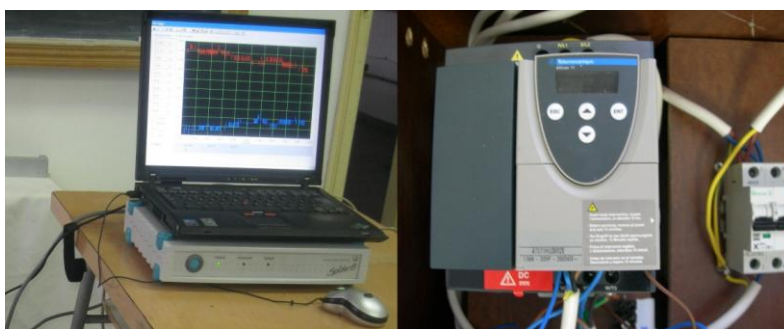


Figura 4.36 Stand pentru încercări dinamice

3. Epruvete din material compozit și pregătirea lor.

Aspectul suprafeței epruvetelor este foarte important pentru desfășurarea măsurătorilor. Astfel, suprafața epruvetelor trebuie să îndeplinească următoarele cerințe:

- Textura suprafeței să nu prezinte fisuri prin așa numita “plasă de păianjen” care să se comporte ca o amorsă de fisură;

- Suprafața optimă a unei epruvete trebuie să fie netedă; suprafețele cu asperități pot cauza probleme la determinarea deformațiilor;

În majoritatea cazurilor, suprafețele sunt mai întâi curățate de praf, grăsimi și ulei, iar apoi se lipesc traductoarele tensometrice care vor măsura deformațiile ce apar în urma solicitării.

În continuare, profilele de formă T au fost fixate cu șuruburi de un suport rigid confecționat din profil cornier. Modul de prindere al plăcilor este prezentat în figurile 4.37.



Figura 4.37 Modul de prindere a epruvetei

Prin reglarea convertorului de frecvență se obține turație variabilă a motorului electric de antrenare și implicit a frecvenței de solicitare obținându-se astfel diverse regimuri de solicitări variabile.

4.5.3 Desfășurarea experimentelor și înregistrarea datelor

Pentru determinarea stării de deformație s-au stabilit două puncte de măsură dispuse pe fiecare placă întărită așa cum se poate observa și în figura 4.38.



Figura 4.38 Stabilirea și lipirea mărcilor tensometrice

Traductorul 1 amplasat pe inima profilului T a fost folosit numai pentru a verifica forma de variație a excitației. Deformațiile specifice înregistrate de acest traductor nu au fost luate în considerare la calculul tensiunilor.

Montajul folosit pentru măsurarea deformațiilor specifice a fost compusă din:

- Schemă electrică în care intră traductoarele rezistive active și de compensare;
- Sistem de achiziție și stocare a informației achiziționate.

Valorile experimentale ale deformațiilor specifice pot fi vizualizate sub formă grafică în timp real. Pentru calculul tensiunilor normale care apar în plăcile întărite se folosește relația lui Hooke.

După realizarea procedurii descrise, sistemul de măsurare este pregătit pentru înregistrarea deplasărilor și accesarea modulului de evaluare a datelor preluate.

Evaluarea și prelucrarea înregistrărilor reprezintă o etapă importantă în privința obținerii unor rezultate experimentale cât mai corecte.

Modul de evaluare are ca scop final reprezentarea câmpului de deplasări și deformații specifice care iau naștere în structura epruvetei.

Intervalul de timp pentru care s-a ales pentru reprezentarea forței și a tensiunii a fost o secundă, în figurile 4.39, ..., 4.41 fiind reprezentate variațiile tensiunilor.

Cazul I – Structura – 2R

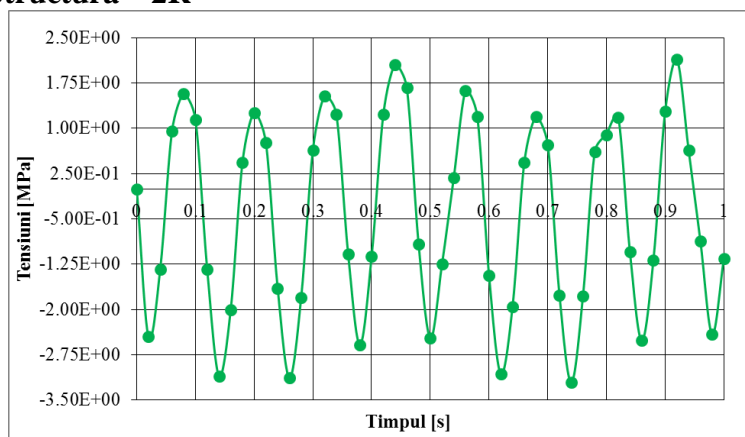


Figura 4.39 Distribuția tensiunii pentru structura 2R

Cazul II – Structura 1R

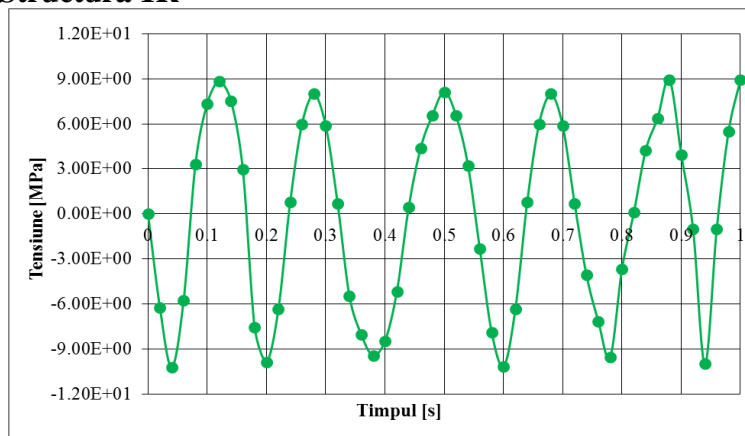


Figura 4.40 Distribuția tensiunii pentru structura 1R

Cazul III – Structura – LIPIT

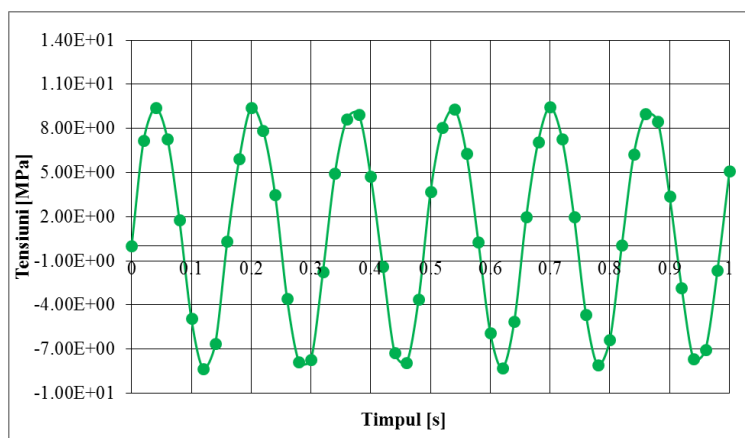


Figura 4.41 Distribuția tensiunii pentru structura LIPIT

4.6 Comparații între tensiunile obținute prin metoda numerică și cea experimentală la solicitări dinamice pentru structuri considerate ortotrope.

Confirmarea corectitudinii principiului de lucru privind studiul conlucrării plăcilor de formă T, a fost realizată prin suprapunerea diagraamelor *tensiune/timp* obținute prin cele două metode: numerică și experimentală.

Pentru realizarea practică au fost extrase valorile maxime ale deplasărilor, la anumite momente de timp, pentru un interval stabilit pentru fiecare tip de placă. Prin suprapunerea acestor diagrame, se va putea observa dacă tensiunile maxime obținute prin cele două metode (MEF și metoda experimentală) sunt apropiate. În cazul în care valorile tensiunilor maxime au aproximativ aceleași valori la același moment de timp, se poate concluziona că rezultatele obținute experimental confirmă valabilitatea modelului teoretic.

Cazul I – Structura – 2R

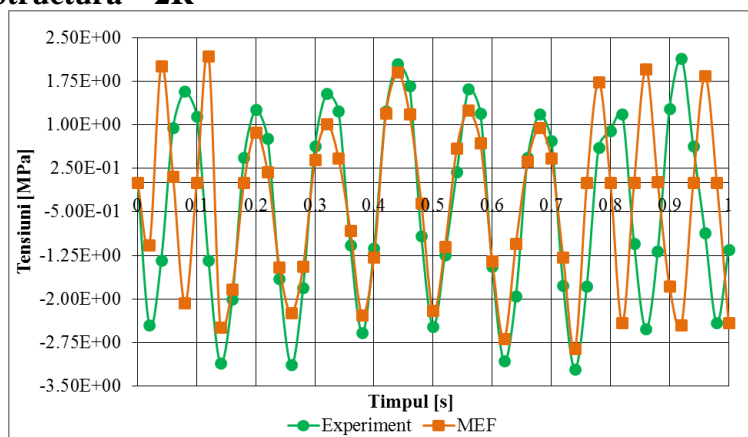


Figura 4.42 Suprapunerea tensiunilor MEF și experimentale pentru 2R

Cazul II – Structura – 1R

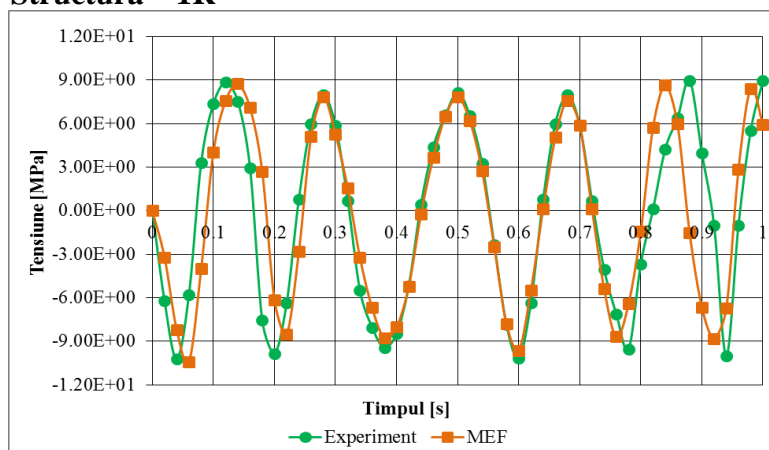


Figura 4.43 Suprapunerea tensiunilor MEF și experimentale pentru 1R

Cazul III – Structura – LIPIT

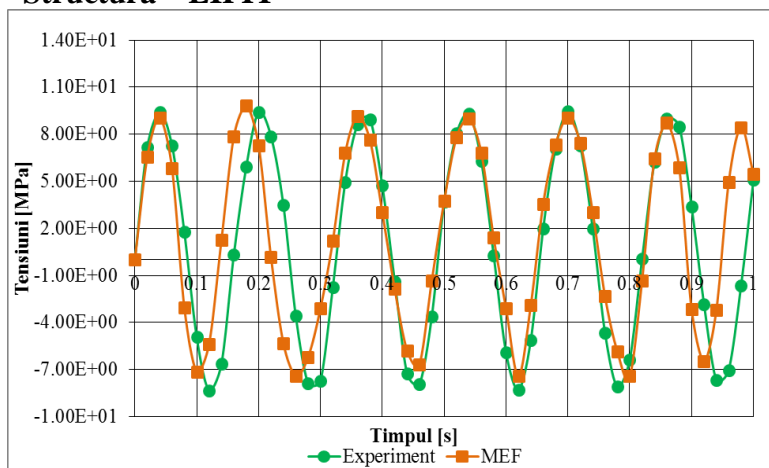


Figura 4.44 Suprapunerea tensiunilor MEF și experimentale pentru LIPIT

Având în vedere mișcarea oscilatorie de început și sfârșit a celor două curbe nu se aseamănă, s-au comparat tensiunile maxime determinate experimental și numeric în punctul (la timpul) în care cele două curbe s-au suprapus perfect. În cazul profilului 2R la 0.44 s, pentru profilul 1R la 0.5 s iar pentru profilul LIPIT la 0.7 s.

Analizând cele trei diagrame se constată că:

- În intervalul de timp pentru care a fost făcut studiul, așa cum se poate observa, fenomenele oscilatorii sunt asemănătoare ca formă la modelul numeric cât și la modelul experimental, abaterea fiind de 8.18% pentru cazul 2R, de 4.09% pentru cazul 1R, iar pentru cazul LIPIT, abaterea este de 4.32%;

- Mișcarea oscilatorie de început și sfârșit nu se aseamănă, și se pot găsi numeroase explicații ale acestui lucru, dar amintim câteva dintre acestea:

♦ Legarea modelului experimental nu este „chiar atât de rigidă” cum este cea considerată

numeric (încăstrare rigidă);

◆ Standul de asemenea are o anumită elasticitate, participând la oscilația sistemului epruvetă-stand.

- Tensiunile obținute prin MEF sunt aproximativ egale cu tensiunile maxime obținute prin experiment;

Totuși aceste oscilații nu influențează în mod semnificativ rezultatele obținute. Admițând că factorii perturbatori nu influențează în mod deosebit datele experimentale, s-a considerat că modelul experimental a verificat modelarea numerică.

4.7 Concluzii

În cadrul acestui capitol, s-a elaborat și prezentat o metodologie de determinare a stării de tensiune și deformație în cazul materialelor compozite folosind Metoda Elementelor Finite.

Pentru stabilirea corectă a comportării materialului s-au efectuat modelări numerice și experimentale. Aceste modelări au arătat că PAFS are în fapt comportare ortotropă. Dificultatea alegerii modului de comportare mecanică constă în faptul că nu întotdeauna specialiștii au la îndemână un laborator pentru determinarea caracteristicilor mecanice de material.

În cazul solicitărilor complexe la care sunt supuse structurile confeccionate din PAFS apar deseori situații de desprinderi ale straturilor. Acest lucru se întâmplă mai ales în cazul formării manuale a compozitului. Pentru a se observa limitele la care se poate ajunge cu solicitarea în cazul unor astfel de structuri în cadrul capitolului s-au determinat numeric tensiunile interlaminare. Modelarea numerică a fost însoțită de verificări experimentale. Modelările numerice și experimentale au fost efectuate pe plăci și profile T.

Structurile navale confeccionate din PAFS sunt în general solicitate dinamic (din valuri, impact cu diverse structuri plutitoare sau imerse). Comportarea la solicitări dinamice a PAFS este greu de anticipat. Pentru elucidarea acestei comportări s-au efectuat modelări experimentale și apoi verificări numerice. Din modelarea experimentală au rezultat tensiuni precum și sarcina variabilă în timp. Această sarcină a fost apoi folosită în modelarea numerică. Prin erorile rezultate se poate concluziona că metodologia stabilită pentru studiul stării de tensiune este corectă conducând la rezultate de luat în considerare.

În finalul studiilor efectuate în acest capitol se poate concluziona că metodologiile elaborate pentru modelările numerice și verificările experimentale sunt corecte și pot fi folosite în calculul structurilor confeccionate din PAFS.

C A P I T O L U L 5

MODELĂRI EXPERIMENTALE PENTRU STUDIUL COMPORTĂRII STRUCTURILOR DIN PAFS LA OBOSEALĂ. CONTRIBUȚII ASUPRA MODULUI DE ABORDARE A RUPERII STRUCTURILOR CONFEȚIONATE DIN PLĂCI.

Obiective Principale:

- ✓ Determinarea experimentală a curbei S-N pentru structuri de formă T, alcătuite din plăci compozite (PAFS) solificate la încovoiere.
- ✓ Postprocesarea rezultatelor modelării experimentale.
- ✓ Comportarea PAFS la oboseală.
- ✓ Determinarea coeficienților de deteriorare pentru structuri confeționate din PAFS.
- ✓ Stabilirea modului de extensie a fisurilor în cazul structurilor confeționate din PAFS.
- ✓ Comportarea PAFS în momentul apariției fisurilor.

5.1 Determinarea curbei S-N pentru structuri confecționate din PAFS

5.1.1 Metodologii numerice și experimentale de calcul pentru determinarea rezistenței la oboseală

Conform definiției din standardul *ASTM E 1150-87* **oboseala** este “procesul de modificare structurală permanentă, localizată și progresivă, care apare într-un material supus unor condiții ce produc deformații specifice și tensiuni fluctuante în unul sau mai multe puncte și care pot culmina în fisuri sau ruperea completă după un număr suficient de fluctuații”.

Oboseala este modul predominant de pierdere a integrității structurale, important atât ca frecvență de apariție cât și ca factor decisiv în determinarea tensiunilor de lucru în piesele solicitate la sarcini variabile. Cu toate progresele recente în studiul propagării fisurilor, predicția duratei de viață la oboseală se face cu erori mari, chiar atunci când se dispune de date certe asupra proprietăților de material. Cauzele principale sunt variabilitatea proceselor de fabricație, cunoașterea aproximativă a istoriei de solicitare și insuficiența cunoștințelor actuale despre oboseală și rupere.

În condițiile în care o estimare absolută a durabilității la oboseală este incertă, metodele de calcul la oboseală se folosesc pentru estimări relative la alegerea: materialului pentru o anumită piesă sau structură, sau a mai multor soluții constructive, utilizând același material.

5.1.2 Determinarea experimentală a curbei S-N pentru structuri de formă T

Având în vedere datele experimentale insuficiente din literatura de specialitate cu privire la forma și limitele unei posibile curbe pentru PAFS, s-a recurs la determinarea experimentală a curbilor S – N pentru structuri de formă T.

Încercările experimentale s-au făcut pe o mașină de încercat la oboseală concepută și realizată în cadrul Facultății de Arhitectură Navală, figura 5.1. Mașina a fost concepută astfel încât să realizeze sarcini care să conducă la tensiuni suficiente pentru fisurarea epruvetelor.

Solicitarea produsă de mașină este alternant simetrică ($R = -1$).



Figura 5.1 Mașina de încercat la oboseală

Standul experimental prezentat în figura 5.1 se compune din:

1. Excitator electrodinamic;
2. Alimentator și variator de frecvență;
3. Traductor de proximitate pentru numărul de cicluri;
4. Epruvetă;
5. Suport epruvetă.

S-au luat în discuție trei seturi, fiecare set având un număr de cinci epruvete.

Geometria modelelor luate în discuție în acest studiu sunt cele prezentate în capitolul patru (paragraful 4.1.2, pagina 75). Acestea au fost structuri de formă T, confecționate din PAFS, având un număr de trei straturi de rășină și două straturi de fibră.

Prima epruvetă din fiecare set s-a încărcat astfel încât $\sigma_{\max} = \sigma_1 < \sigma_r$. S-a constatat că ruperea se produce după N_1 cicluri de solicitare. Pe o diagramă în coordonate S - N, se marchează astfel primul punct, de coordonate σ_1, N_1 .

A doua epruvetă s-a încărcat la o tensiune maximă $\sigma_2 = \sigma_1 - (20\%)$ și s-a rupt după $N_2 > N_1$ cicluri de solicitare, astfel se marchează punctul doi pe diagramă.

Pentru fiecare epruvetă încercată la un ciclu cu același coeficient de asimetrie dar cu tensiunea maximă mai mică, s-a notat punctul corespunzător pe diagrama S - N.

Intervalele între trepte s-au ales mai mici, de 12-15% σ_{\max} . S-a constatat că micșorarea lui σ_{\max} , conduce la creșterea numărului de cicluri până la rupere N.

Folosind standul experimental prezentat s-a determinat curba S-N prezentată în diagramele de mai jos. Măsurătorile efectuate în timpul solicitării au fost:

- Numărul de cicluri (automat folosind traductorul de proximitate);
- Tensiunile corepunzătoare folosind TER.

1. SETUL I - Structurile de forma 2R

Datele înregistrate sunt prezentate în tabelul 5.1.

Număr de cicluri / 60 min	Număr de cicluri la rupere	Tensiunea maximă înregistrată [MPa]	Număr zile desfășurare experiment
60360	1.02E+07	3.63E+01	7

Ruperea primei epruvete din cadrul primului set s-a produs la aproximativ 1.02E+07 cicluri. Tensiunile au putut fi înregistrate până la apariția fisurilor din rășină când marca tensometrică nu a mai putut înregistra.

Numărul de epruvete încercate au fost de cinci, iar perioada de estimare a duratei de viață a fost pe termen scurt.

În figura de mai jos este reprezentată curba S-N, formată din numărul de cicluri pe axa x și distribuția tensiunii pe axa y, figura 5.3.

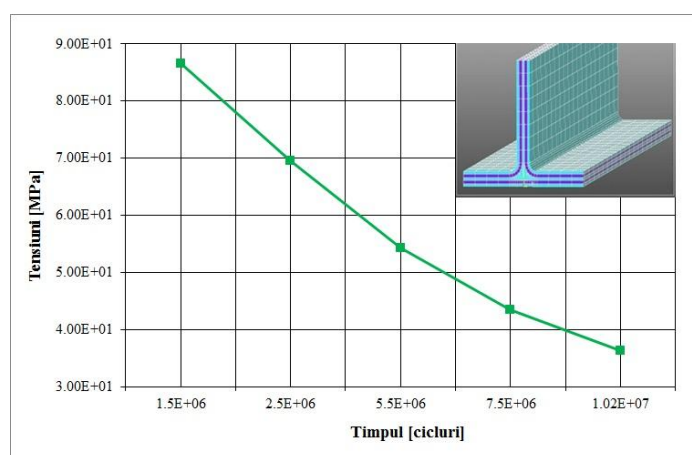


Figura 5.3 Curba S - N pentru primul set de profile

2. SETUL II - Structurile de forma 1R

În cazul setului doi de încercări datele înregistrate până la apariția fisurilor sunt prezentate în tabelul 5.2.

Număr de cicluri / 60 min	Număr de cicluri la rupere	Tensiunea maximă înregistrată [MPa]	Număr zile desfășurare experiment
60360	8.92E+06	4.95E+00	6

În figura 5.4 este prezentată dependența dintre numărul de cicluri și tensiunea calculată cu ajutorul deformațiilor specifice, obținute din experiment.

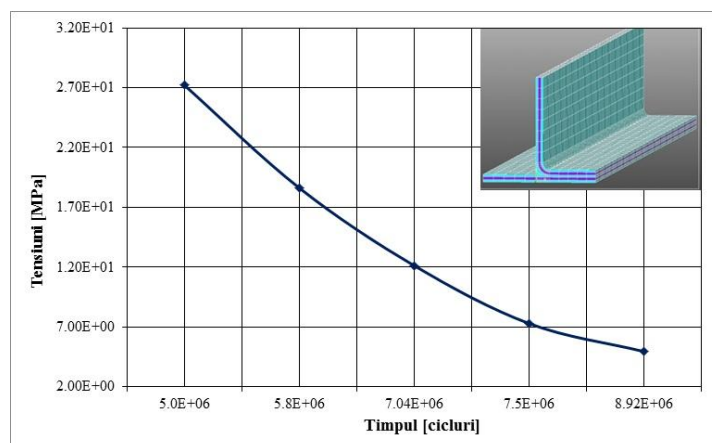


Figura 5.4 Curba S - N pentru setul doi de profile

3. SETUL III - Structurile de forma LIPIT

În cazul setului trei, perioada de încercare a fost tot scurtă, datele înregistrate până la desprinderea mărcii de rășină sunt prezentate în tabelul 5.3.

Număr de cicluri / 60 min	Număr de cicluri la rupere	Tensiunea maximă înregistrată [MPa]	Număr zile desfășurare experiment
60360	6.72E+06	2.59E+00	5

În figura 5.5 este prezentată dependența dintre numărul de cicluri și tensiune.

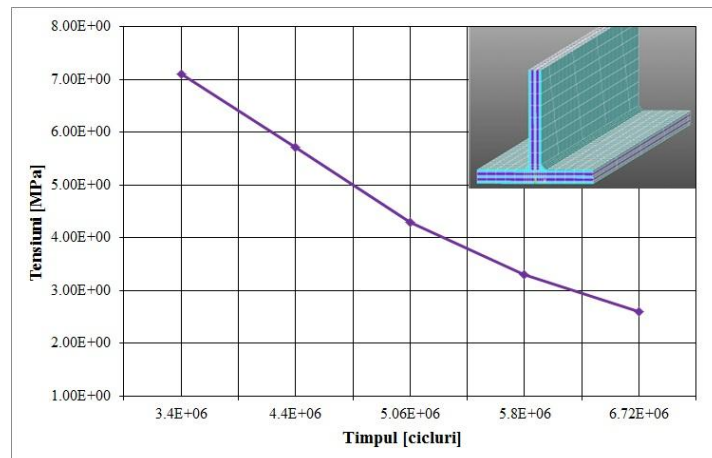


Figura 5.5 Curba S - N pentru setul trei de profile

În tabelul 5.4 sunt trecute valorile tensiunilor înregistrate pentru fiecare set de profile T încercate, cu numărul aferent de cicluri.

Tabelul 5.4 Valorile tensiunii pentru fiecare profil T

Setul 2R		Setul 1R		Setul LIPIT	
Cicluri	Tensiunea [MPa]	Cicluri	Tensiunea [MPa]	Cicluri	Tensiunea [MPa]
1.50E+06	8.66E+01	1.00E+06	2.72E+01	1.50E+06	7.10E+00
2.50E+06	6.95E+01	2.50E+06	1.86E+01	2.50E+06	5.71E+00

5.50E+06	5.42E+01	5.00E+06	1.21E+01	3.50E+06	4.29E+00
7.50E+06	4.34E+01	7.50E+06	7.29E+00	4.50E+06	3.30E+00
1.02E+07	3.63E+01	8.92E+06	4.95E+00	5.92E+06	2.59E+00

5.2 Analiza rezistenței la oboseală și calculul factorului cumulativ de deteriorare în cazul structurilor de formă T confeccionate din PAFS

Structurile fabricate din materiale compozite sunt de o mare diversitate și de cele mai multe ori este necesar să se efectueze verificări din punctul de vedere al rezistenței la oboseală.

De regulă analiza la oboseală se efectuează asupra unor elemente de legătură, de îmbinare, dintr-un ansamblu de structuri de volum mare. Estimarea și verificarea rezistenței la oboseală a unor elemente structurale se face prin cele două metode:

- Metoda factorului cumulativ de deteriorare D , având la bază criteriul Palmgren-Miner prin proiectarea curbelor de tensiune – cicluri S-N, (Domnișoru, L., 2002).

- Metoda valorilor admisibile pentru variația tensiunilor maxime la încărcări extreme,

Cele trei cazuri de structuri de formă T sunt luate în discuție deoarece sunt cele mai întâlnite îmbinări ce se găsesc la ambarcațiunile navale.

Totuși la aceste îmbinări se regăsesc frecvent concentratori de tensiune („HOT SPOT”), iar analiza globală la oboseală se reduce la o analiză locală, care se evaluează cu ajutorul curbelor S-N.

De regulă concentratori de tensiune sau („HOT SPOT”) apar în zonele de racordare, în zonele cu găuri, cu lipiri, adaos de material, etc.

În practică, această problemă este soluționată prin aplicarea unui factor de concentrare al tensiunii (SCF – Stress Concentration Factor) tensiunilor rezultate în urma analizei.

Selectarea unei zone geometrice adecvate, permite determinarea factorului de concentrare a tensiunii prin relații standard, sau prin utilizarea unor programe cu elemente finite care calculează în mod explicit acest factor.

În figura 5.6 este reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune și distanța t care reprezintă dimensiunea unui element de discretizare din structură.

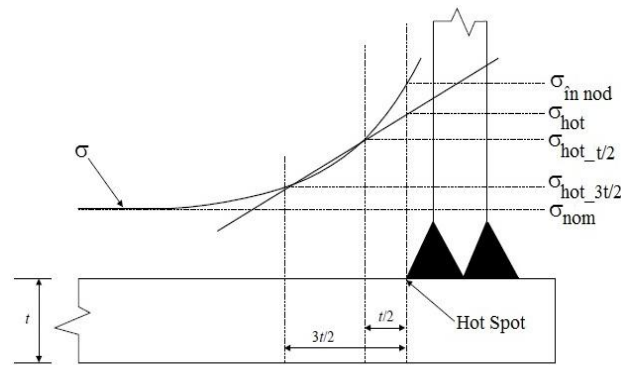


Figura 5.6 Poziționarea concentratorului de tensiune („HOT SPOT”), (ABS, 2010)

unde:

σ_{hot} - reprezintă valoarea tensiunii în zona cea mai solicitată, (în concentrator – hot spot).

σ_{nom} - reprezintă tensiunea nominală, la o secțiune transversală sau dintr-o zonă locală, dar departe de concentrator și de zona unde ar putea să se inițieze fisura.

σ_{innod} - reprezintă tensiunea maximă în sudură.

Obținerea factorului de concentrare al tensiunii se poate face prin măsurare directă și aplicarea unor ecuații parametrice, fie prin utilizarea unor programe cu elemente finite.

Pentru calculul factorului de concentrare al tensiunii trebuie să se țină cont de următoarele aspecte:

- Discretizarea;
- Tipul de element;
- Dimensiunea elementului de discretizare;
- Raportul dintre lungimea și lățimea elementului de discretizare;
- Determinarea tensiunii: Se bazează pe un sistem de extrapolare liniară, în fiecare dintre cele două locații adiacente concentratorului de tensiune.

Formula (5.1) permite calcularea tensiunii în cel mai solicitat punct, determinând astfel cu ajutorul extrapolării liniare factorul de concentrare a tensiunii.

$$\sigma_{hot} = 1.5\sigma_{0.5t} - 0.5\sigma_{1.5t} \quad (5.1)$$

5.2.1 Determinarea Factorului de concentrare al tensiunii (SCF) cu ajutorul Metodei Elementelor Finite

Structurile de formă T sunt îmbinări între plăci, formate din „inimă” și „platbandă”, iar materialul compozit utilizat este PAFS. În tabelul 5.5 sunt prezentate caracteristicile geometrice și de material ale profilelor T.

Tabelul 5.5 Caracteristicile geometrice și de material ale profilelor T

Caracteristici geometrice [mm]	Caracteristici de material
	PAFS - 0-90°
W = 100	E = 10198 [MPa]
L = 50	$\nu = 0.25$
R = 3	$\rho = 1658$ [kg/m ³]
h = 44.6	Procent fibră 30%
t = 5.4	-

Modelările numerice efectuate în acest capitol se vor face considerând materialul izotrop („omogen”).

Profilele de formă T au fost modelate cu ajutorul programului SolidWorksCosmos/M. Discretizarea realizându-se cu elemente de volum de tip SOLID. Definirea legăturilor a constat în blocarea deplasărilor și rotirilor pe direcțiile x, y, z, rezultând astfel încastrări. Forța a fost distribuită în noduri cu o valoare unitară, (figura 5.7.a,b,c).

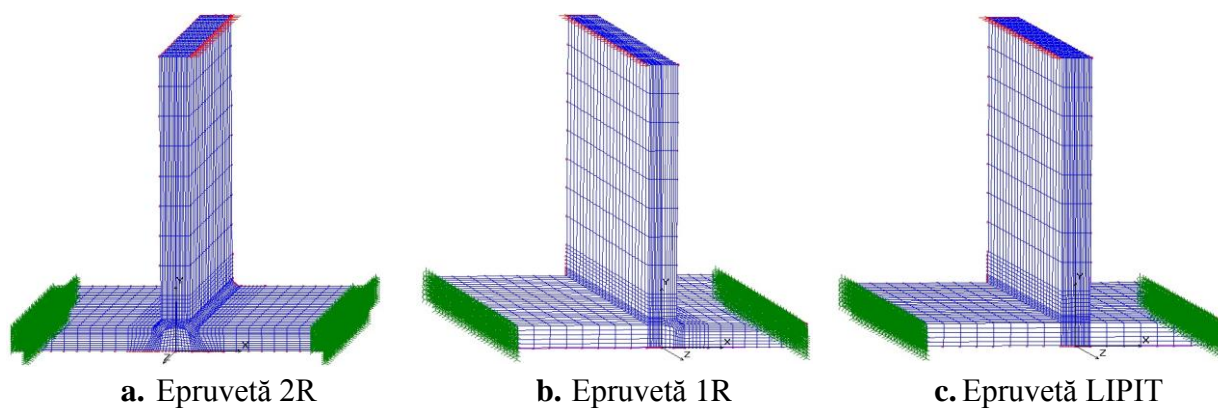


Figura 5.7 Definirea legăturilor și aplicarea forței

În urma analizei globale se poate observa poziționarea concentratorilor de tensiune, (figurile 5.8, 5.9, 5.10).

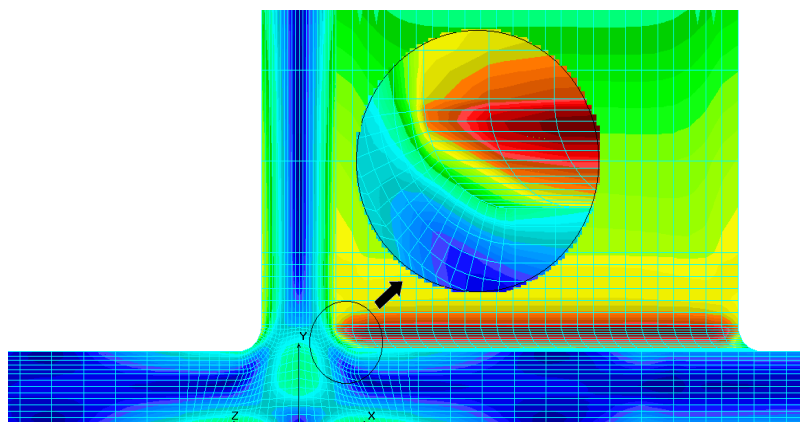


Figura 5.8 Evidențierea concentratorilor de tensiune – 2R

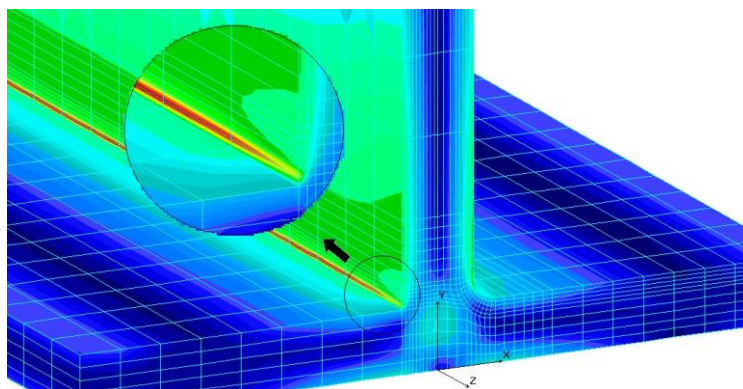


Figura 5.9 Evidențierea concentratorilor de tensiune – 1R

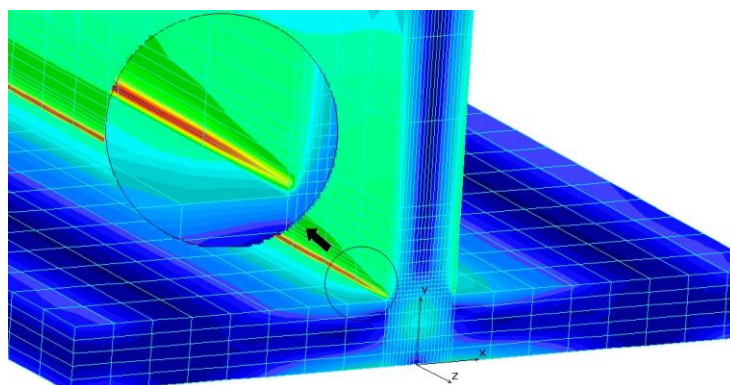


Figura 5.10 Evidențierea concentratorilor de tensiune – LIPIT

Atunci când se analizează rezistența la oboseală datorită variației tensiunii, trebuie să se ia în considerare posibilele influențe ale concentratorilor de tensiune și modul în care aceștia modifică valorile rezistenței la oboseală. În cazul de față determinarea acestui factor de concentrare al tensiunii s-a făcut prin două metode diferite de discretizare: fină și grosieră.

Cazul 1 – Discretizarea fină – structura 2R

În acest caz structura a fost discretizată fin (figura 5.11).

Structura de formă 2R are latura elementului finit egală cu 0.15 mm.

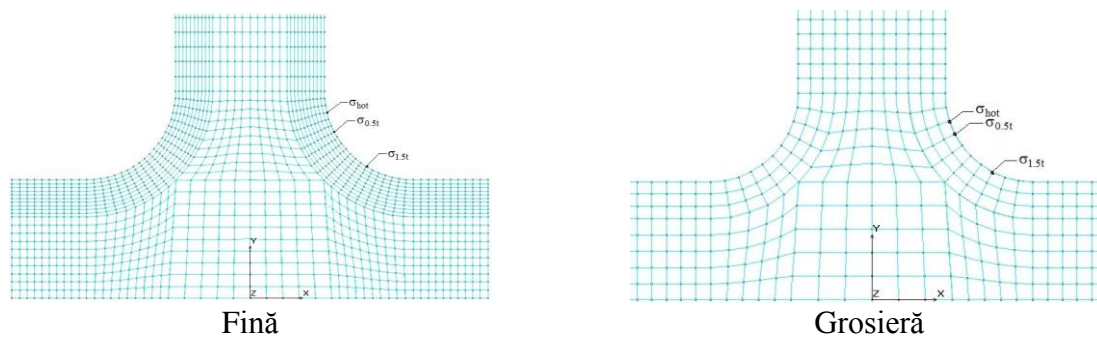


Figura 5.11 Discretizarea în cazul structurii 2R

Structura a fost încărcată cu o forță unitară, distribuită în noduri, (figurile 5.7.a,b,c). Tensiunile au fost selectate din zona adiacentă concentratorului de tensiune la $0.5t$ și respectiv $1.5t$:

Tabelul 5.6 Determinarea factorului de concentrare $SCF_{fin} - 2R$

Cota pentru extragerea tensiunii	Valoarea tensiunii [MPa]
0.5t	8.36
1.5t	15.3
Valoarea lui SCF_{fin}	1.394

Factorul de concentrare al tensiunii s-a obținut prin interpolarea tensiunilor de la 0.5t și respectiv 1.5t, (figura 5.12).

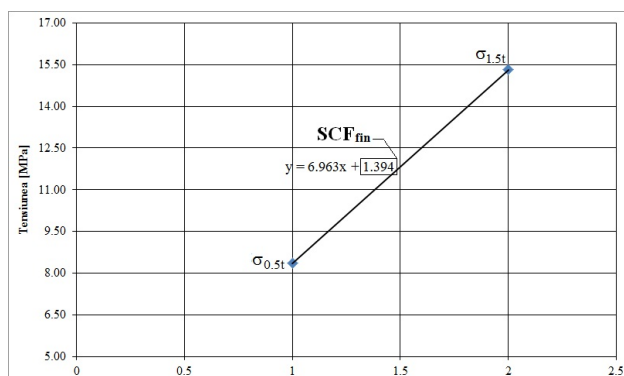


Figura 5.12 Interpolarea tensiunii la 0.5t și 1.5t pentru profilul 2R

Cazul 1 – Discretizarea fină – structura 1R

Structura de formă 1R are latura elementului finit egală cu 0.15 mm.

Structura a fost încărcată cu aceeași forță unitară, distribuită în noduri, rezultând valorile tensiunii din zona 0.5t și respectiv 1.5t, tabelul 5.7:

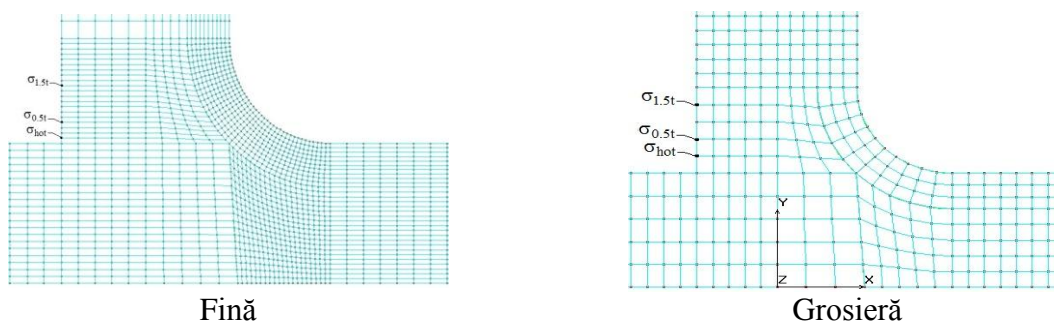


Figura 5.13 Discretizarea în cazul structurii 1R

Tabelul 5.7 Determinarea factorului de concentrare $SCF_{fin} - 1R$

Cota pentru extragerea tensiunii	Valoarea tensiunii [MPa]
0.5t	0.852
1.5t	0.0235
Valoarea lui SCF_{fin}	1.680

Factorul de concentrare al tensiunii s-a obținut prin interpolarea tensiunilor de la 0.5t și respectiv 1.5t, (figura 5.14).

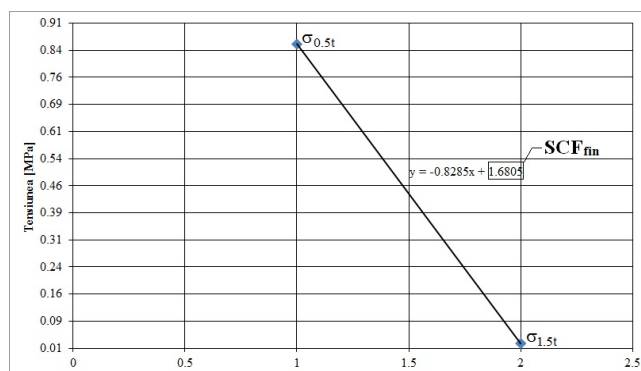


Figura 5.14 Interpolarea tensiunii la 0.5t și 1.5t pentru profilul 1R

Cazul 1 – Discretizarea fină – structura LIPIT

Structura de formă LIPIT are latura elementului finit egală cu 0.15 mm.

Structura a fost încărcată cu aceeași forță unitară, distribuită în noduri, rezultând valorile tensiunii de la 0.5t și respectiv 1.5t, tabelul 5.8:

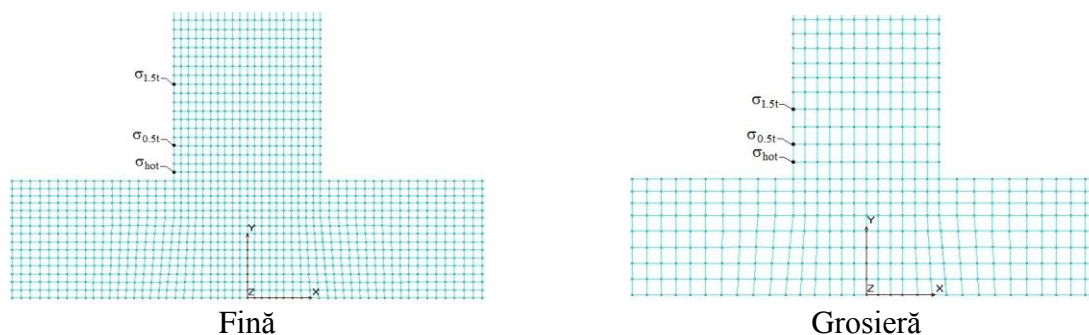


Figura 5.15 Discretizarea în cazul structurii LIPIT

Tabelul 5.8 Determinarea factorului de concentrare SCF_{fin} - LIPIT

Cota pentru extragerea tensiunii	Valoarea tensiunii [MPa]
0.5t	0.0929
1.5t	0.00296
Valoarea lui SCF_{fin}	1.829

Factorul de concentrare al tensiunii s-a obținut prin interpolarea tensiunilor de la 0.5t și respectiv 1.5t, (figura 5.16).

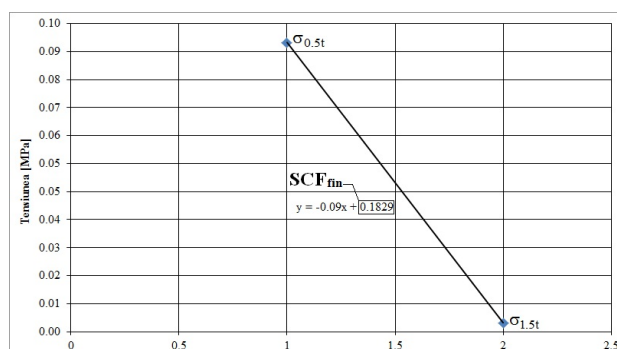


Figura 5.16 Interpolarea tensiunii la 0.5t și 1.5t pentru profilul LIPIT

Cazul 2 – Discretizarea “grosieră” – structurile 2R, 1R, LIPIT

În acest caz structurile 2R, 1R, LIPIT, au fost discretizate „grosier”, (latura elementului fiind de 0.3 mm pentru profilul 2R, de 0.6 mm pentru profilul 1R și de 0.5 mm pentru profilul LIPIT), (figurile 5.11, 5.12, 5.13) și încărcate cu o forță unitară, distribuită pe noduri. În urma rulării au fost extrase valorile tensiunii de la 0.5t și 1.5t, rezultând valoarea factorului de concentrare al tensiunii pentru fiecare caz în parte.

$SCF_{grosier} = 1.164$ (cazul 2R), $SCF_{grosier} = 1.457$ (cazul 1R), $SCF_{grosier} = 1.702$ (cazul LIPIT).

Tabelul 5.9 Rezultatele $SCF_{grosier}$ pentru discretizarea grosieră în cazul celor trei profile

Model structură	Valoarea factorului de concentrare al tensiunii $SCF_{grosier}$
2R	1.164
1R	1.457
LIPIT	1.702

Așa cum era de așteptat, deoarece în analizele cu elemente finite, precizia depinde de discretizarea adoptată, rezultă, cum se vede și în tabelul 5.10 că în cazul discretizării fine factorul de concentrare a tensiunii a rezultat mai mare decât în cazul discretizării grosiere.

Tabelul 5.10 Compararea rezultatelor în cele două cazuri de discretizare

Caz	$SCF_{fină}$	$SCF_{grosier}$	Abateri [%] $SCF_{grosier} / SCF_{fină}$
2R	1.394	1.164	16.5
1R	1.680	1.457	13.2
LIPIT	1.829	1.702	6.9

5.2.2 Determinarea factorului cumulativ de deteriorare în cazul structurilor de formă T confecționate din PAFS

Determinarea coeficientului de deteriorare s-a făcut cu ajutorul programului SolidWorks/CosmosM, (*Documentație tehnică SolidWorksCosmos/M*).

Cazul I – Structura - 2R

Pentru determinarea factorului cumulativ de deteriorare pentru cazul celor trei structuri de formă T s-au urmărit pașii definiți mai sus.

Solicitarea s-a considerat a fi una alternant simetrică cu coeficientul de asimetrie $R = -1$.

Curba S-N și numărul de cicluri au fost determinate experimental.

Primul profil în care s-a aplicat metodologia prezentată mai sus a fost cel cu două raze de racordare (2R).

Numărul de cicluri înregistrați este obținut experimental cu ajutorul unui numărător. În timpul determinării curbelor S-N pentru fiecare profil T, s-au putut face înregistrări, din 60 în 60 de minute, determinând astfel numărul de cicluri efectuați într-o zi.

Deoarece în primul caz profilul s-a rupt în șapte zile, s-a dorit determinarea numerică a factorului cumulativ de deteriorare pentru epruveta sollicitată pe o perioadă de trei zile, astfel putându-se estima gradul de deteriorare a epruvetei și capacitatea acesteia de a mai prelua sarcini variabile.

În tabelul 5.11 sunt prezentate datele de intrare: numărul de evenimente (trei evenimente desfășurate pe trei zile), numărul de cicluri pentru fiecare eveniment, (zi) și definirea numărului de încărcări conform tipului de sollicitare (figura 5.22).

Cazul I - Structura - 2R

Tabelul 5.11 Definierea parametrilor în cazul 2R

Eveniment	Număr de cicluri înregistrați [cicluri/zi]	Încărcări Asociate	Cazul de încărcare / Pasul de timp	Factorul de scară
Prima zi	1.448.640	1	0	...
		2	-1	...
A doua zi	1.448.640	3	0	...
		4	-1	...
A treia zi	2.897.280	5	0	...
		6	-1	...

Încărcările au fost în număr de șase, sunt asociate fiecărui eveniment și reprezintă valorile tensiunii în fiecare punct de pe curbă, la timpul t de sollicitare (tabelul 5.12.a,b,c).

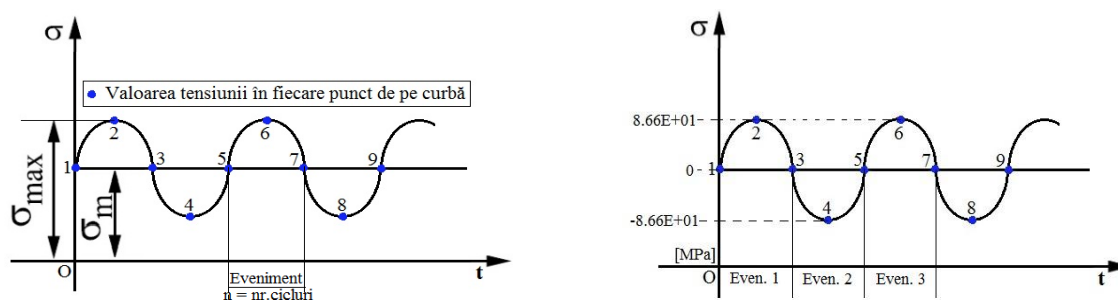


Figura 5.22 Definierea încărcării pentru fiecare eveniment – 2R

Valoarea de 8.66E+01 reprezintă tensiunea maximă calculată cu ajutorul deformațiilor măsurate în marcă, în cazul determinării curbei S-N.

Tabelul 5.12 Parametrul – LOCAȚIE - 2R

Locația	Nodul	X	Y	Z	CS	SCFX	SCFY	SCFZ
1	51	2.6	5.1	0.0	0	1.16	1	1

Nodul 51, a fost ales din considerente obiective, fiind nodul cu tensiunea maximă rezultată din analiza numerică prezentată în prima parte a capitolului (paragraful 5.2.1, figura

5.8). În tabelul 5.12 sunt reprezentate coordonatele nodului cât și factorul de concentrare a tensiunii, determinat anterior.

Tabelul 5.12.a Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 2 de încărcare - 2R

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	8.66E+01	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Tabelul 5.12.b Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 4 de încărcare - 2R

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	-8.66E+01	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Tabelul 5.12.c Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 6 de încărcare - 2R

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	8.66E+01	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Rezultatele din tabelele 5.14 sunt cele determinate în urma calculului efectuat.

Tabelul 5.13 Curba S – N (Coeficient de asimetrie R = -1) - 2R

Punctul	Număr Cicluri	Tensiunea corespunzătoare [MPa]
1	1.500.000	8.66E+01
2	2.500.000	6.95E+01
3	5.500.000	5.42E+01
4	7.500.000	4.34E+01
5	10.200.000	3.63E+01

Tabelul 5.14 Rezultatele obținute în urma calculului la oboselă - 2R

Încărcare	(EVN)	Încărcare	(EVN)	Cicluri Introduși/Permiși	Amplit.Tens	Factorul Parțial
2	1	4	2	1.448.640 / 0.1020E+08	100.46	0.14202
4	2	6	3	1.448.640 / 0.1020E+08	100.46	0.14202
5	3	6	3	2.897.280 / 0.1020E+08	50.228	0.28405
Factorul cumulativ de deteriorare: 0.56 = 56%						

Factorul cumulativ prezentat în tabel indică faptul că după o perioadă de trei zile de solicitare, profilul și-a pierdut 56% din capacitatea de a prelua sarcini variabile.

Cazul II - Structura - 1R

Datele de intrare cu privire la numărul de evenimente și numărul de cicluri asociat fiecărui eveniment sunt prezentate în tabelul 5.15.

Tabelul 5.15 Definierea parametrilor în cazul 1R

Eveniment	Număr de cicluri înregistrați [cicluri/zi]	Încărcări Asociate	Cazul de încărcare / Pasul de timp	Factorul de scară
Prima zi	1.448.640	1	0	...

		2	-1	...
A doua zi	1.448.640	3	0	...
		4	-1	...
		5	0	...
A treia zi	2.897.280	6	-1	...
				...

Încărcările au fost tot în număr de șase și asociate fiecărui eveniment și reprezintă valorile tensiunii în fiecare punct de pe curbă, la timpul t de solicitare (tabelul 5.16.a,b,c).

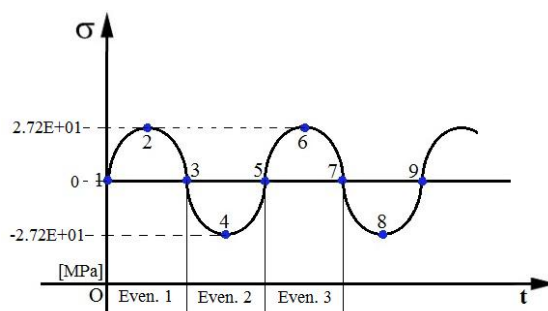


Figura 5.23 Definierea încărcării pentru fiecare eveniment – 1R

Valoarea de $2.72E+01$ reprezintă tensiunea maximă calculată cu ajutorul deformațiilor măsurate în marcă, în cazul determinării curbei S-N.

Tabelul 5.16 Parametrul – LOCAȚIE - 1R

Locația	Nodul	X	Y	Z	CS	SCFX	SCFY	SCFZ
1	76	-2.5	4.2	0	0	1.46	1	1

Nodul 76, a fost ales din considerente obiective, fiind nodul cu tensiunea maximă rezultată din analiza numerică prezentată în prima parte a capitolului (paragraful 5.2.1, figura 5.9). În tabelul 5.16 sunt reprezentate coordonatele nodului cât și factorul de concentrare a tensiunii, determinat anterior.

Tabelul 5.16.a - Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 2 de încărcare - 1R

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	2.72E+01	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Tabelul 5.16.b - Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 4 de încărcare - 1R

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	-2.72E+01	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Tabelul 5.16.c - Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 6 de încărcare - 1R

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	2.72E+01	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Rezultatele din tabelele 5.18 sunt cele determinate în urma calculului efectuat.

Tabelul 5.17 Introducerea curbei S – N (Coeficient de asimetrie $R = -1$) - 1R

Punctul	Număr Cicluri	Tensiunea corespunzătoare [MPa]
1	1.000.000	2.72E+01
2	2.500.000	1.86E+01

3	5.000.000	1.21E+01
4	7.500.000	7.29E+00
5	8.920.000	4.95E+00

Tabelul 5.18 Rezultatele obținute în urma calculului la oboseală - 1R

Încărcare	(EVN)	Încărcare	(EVN)	Cicluri Introduși /Permiși	Amplit.Tens	Factorul Parțial
2	1	4	2	1.448.640 / 0.8920E+07	39.630	0.16240
4	2	6	3	1.448.640 / 0.8920E+07	39.630	0.16240
5	3	6	3	2.897.280 / 0.8920E+07	19.815	0.32481
Factorul Cumulativ de deteriorare: 0.649 = 64.9%						

Factorul cumulativ prezentat în tabel indică faptul că după o perioadă de trei zile de solicitare, profilul și-a pierdut 64.9 % din capacitatea de a prelua sarcini variabile. Trebuie amintit faptul că profilul 1R a fost supus la oboseală, degradarea totală survenind după 6 zile.

Cazul III – Structura – LIPIT

Datele de intrare cu privire la numărul de evenimente și numărul de cicluri asociat fiecărui eveniment sunt prezentate în tabelul 5.19.

Tabelul 5.19 Definirea parametrilor în cazul LIPIT

Eveniment	Număr de cicluri înregistrați [cicluri/zi]	Încărcări Asociate	Cazul de încărcare/ Pasul de timp	Factorul de scară
Prima zi	1.448.640	1	0	...
		2	-1	...
A doua zi	1.448.640	3	0	...
		4	-1	...
A treia zi	2.897.280	5	0	...
		6	-1	...

Încărcările au fost tot în număr de șase și asociate fiecărui eveniment și reprezintă valorile tensiunii în fiecare punct de pe curbă, la timpul t de solicitare (tabelul 5.20.a,b,c).

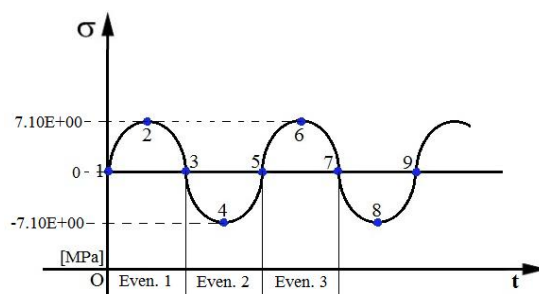


Figura 5.24 Definirea încărcării pentru fiecare eveniment – LIPIT

Valoarea de 7.10E+00 reprezintă tensiunea maximă calculată cu ajutorul deformațiilor măsurate în marcă, în cazul determinării curbei S-N.

Tabelul 5.20 Parametrul – LOCAȚIE - LIPIT

Locația	Nodul	X	Y	Z	CS	SCFX	SCFY	SCFZ
1	354	2.5	4.2	0.0	0	1.70	1	1

Nodul 354, a fost ales din considerente obiective, fiind nodul cu tensiunea maximă rezultată din analiza numerică prezentată în prima parte a capitolului (paragraful 5.2.1, figura 5.10). În tabelul 5.20 sunt reprezentate coordonatele nodului cât și factorul de concentrare a tensiunii, determinat anterior.

Tabelul 5.21.a - Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 2 de încărcare - LIPIT

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	7.10E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Tabelul 5.21b - Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 4 de încărcare - LIPIT

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	7.10E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Tabelul 5.21.c - Starea de tensiune [MPa] pentru cazul 6 de încărcare - LIPIT

Locație	SX	SY	SZ	TAU-XY	TAU-XZ	TAU-YZ
1	7.10E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00

Rezultatele din tabellele 5.22 sunt cele determinate în urma calculului efectuat.

Tabelul 5.22 Introducerea curbei S – N (Coeficient de asimetrie R = -1) - LIPIT

Punctul	Număr Cicluri	Tensiunea corespunzătoare [MPa]
1	1.500.000	7.10E+00
2	2.500.000	5.71E+00
3	3.500.000	4.29E+00
4	4.500.000	3.30E+00
5	5.920.000	2.59E+00

Tabelul 5.23 Rezultatele obținute în urma calculului la oboseală - LIPIT

Încărcare	(EVN)	Încărcare	(EVN)	Cicluri Introduși / Permiși	Amplit.Tens	Factorul Parțial
2	1	4	2	1.448.640 / 0.5920E+07	12.084	0.24470
4	2	6	3	1.448.640 / 0.5920E+07	12.084	0.24470
5	3	6	3	2.897.280 / 0.5920E+07	6.0421	0.48941
Factorul Cumulativ de deteriorare: 0.978 = 97.8%						

Factorul cumulativ prezentat în tabel indică faptul că după o perioadă de trei zile de solicitare, profilul și-a pierdut 97.8% din capacitatea de a prelua sarcini variabile. Ca și în cazul 1R trebuie amintit faptul că profilul LIPIT s-a rupt după cinci zile de solicitare, ceea ce dovedește că valoarea factorului cumulativ de deteriorare de $\approx 98\%$ să fie corectă.

5.2.3 Influența numărului de cicluri de solicitare asupra comportării PAFS la solicitări mecanice (întindere+compresiune)

Modul în care se modifică caracteristicile de rezistență ale materialelor compozite în timpul și după solicitarea la oboseală este necunoscută. Experimentele care trebuie efectuate sunt laborioase necesitând investiții relativ mari. Au fost considerate trei seturi de epruvete, cu grosimi diferite. Fiecare set a fost constituit din nouă epruvete. Primul set de epruvete, au avut o grosime de ~ 1.5 mm, setul doi de epruvete au avut o grosime de ~ 3 mm, iar cel de-al treilea set au avut grosimea de ~ 5 mm.

Epruvetele au fost confecționate conform standardului SR EN ISO 527, pe straturi iar procentul de fibre fiind de 20%. În figura 5.25 sunt prezentate epruvetele din fiecare set.



Figura 5.25 Cele trei modele de epruvete

Tabelul 5.24 Grosimile epruvetelor pentru fiecare set

Setul T11, T12, T13	Setul T21, T22, T23	Setul T31, T32, T33
Grosime considerată ~ 1.5 [mm]	Grosime considerată ~ 3.0 [mm]	Grosime considerată ~ 5.0 [mm]
1.48	2.98	5.12
1.49	2.99	5.13
1.51	3.10	5.15

Primul set de trei epruvete T11, T21, și T31, au fost solicitate la tracțiune, iar rezultatele au fost folosite ca și etalon pentru testele ce au urmat. În tabelul 5.25 este prezentată forța de rupere obținută în urma testelor de tracțiune pentru fiecare set de epruvete.

Tabelul 5.25 Rezultatele testelor de tracțiune, epruvete nesolicitate la oboseală

Setul T11		Setul T21		Setul T31	
Grosime [mm]	Forța de rupere [N]	Grosime [mm]	Forța de rupere [N]	Grosime [mm]	Forța de rupere [N]
1.48	1002.18	2.98	3109.5	5.12	7064.49
1.49	1217.9	2.99	3469.7	5.13	7413.2
1.51	1750.6	3.10	3710.95	5.15	7618.03

Testele la tracțiune s-au făcut pe o mașină de încercat la tracțiune de 5 kN de tip M350-5AT. În figura 5.26 este prezentată prinderea epruvetelor în bacuri și efectuarea testelor.



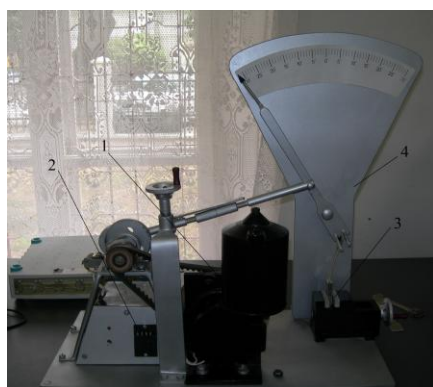
Prinderea epruvetei în bacurile mașinii



Ruperea epruvetei

Figura 5.26 Efectuarea testelor de tracționat

Pentru a observa influența solicitărilor variabile asupra materialelor compozite, celelalte epruvete au fost testate cu ajutorul unei mașini de încercat la oboseală, figura 5.27. Solicitarea realizată cu ajutorul mașinii a fost una alternant simetrică.



Elementele componente ale mașinii:

1. Motor;
2. Numărător mecanic;
3. Suport epruvetă;
4. Instrument măsură și reglare amplitudine.

Figura 5.27 Mașină pentru solicitări variabile

Setul doi de epruvete, T12, T22, T32, au fost supuse la solicitări variabile până la un număr de 10^6 cicluri, iar al treilea set T13, T23, și T33, au fost supus până la 10^7 cicluri.

Pe parcursul experimentului s-au făcut o serie de observații ale modului în care epruvetele confeccionate din PAFS se comportă la oboseală. În cazul epruvetelor cu grosime ~ 3 mm și ~ 5 mm, s-au observat apariția fisurilor încă din primele cicluri de solicitare. Aceste fisuri sunt de suprafață, fisurile apărând în stratul de rășină, figura 5.28, (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2010.a).

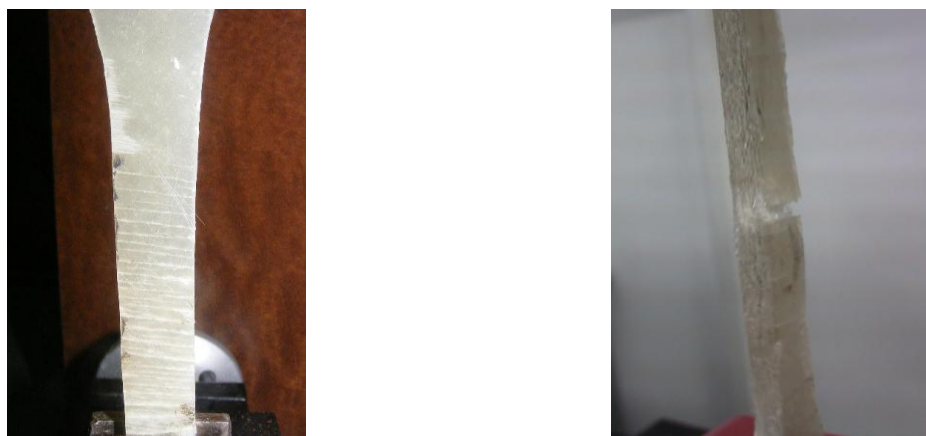


Figura 5.28 Primele fisuri apărute în matrice

Pe parcursul solicitărilor aceste fisuri au avansat pe grosimea epruvetei, putându-se observa chiar ruperea primelor straturi.

În tabelele 5.26, 5.27 și 5.28 sunt prezentate rezultatele determinării forței de rupere prin tracțiune a epruvetelor solicitate la oboseală până la 10^6 și 10^7 cicluri, (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2010.b).

Tabelul 5.26 Forța de rupere pentru setul T1, solicitate până la 10^6 și 10^7 cicluri

Setul T12 solicitate la 10^6 cicluri		Setul T13 solicitate la 10^7 cicluri
Grosime [mm]	Forța de rupere [N]	Forța de rupere [N]
1.48	631.5	425.98
1.49	805.3	571.43
1.51	1321.6	967.10

Tabelul 5.27 Forța de rupere pentru setul T2, solicitate până la 10^6 și 10^7 cicluri

Setul T22 solicitate la 10^6 cicluri		Setul T23 solicitate la 10^7 cicluri
Grosime [mm]	Forța de rupere [N]	Forța de rupere [N]
2.98	2084.65	1301.57
2.99	2418.91	1531.04
3.10	2627.40	1804.86

Tabelul 5.28 Forța de rupere pentru setul T3, solicitate până la 10^6 și 10^7 cicluri

Setul T32 solicitate la 10^6 cicluri		Setul T33 solicitate la 10^7 cicluri
Grosime [mm]	Forța de rupere [N]	Forța de rupere [N]
5.12	3584.06	3179.61
5.13	3751.20	3224.82
5.15	4025.39	3449.67

Pentru observarea modului în care s-a produs ruperea, epruvetele au fost vizualizate în secțiune la microscopul electronic, SEM (scanning electron microscope), QUANTA 200 FEI.

S-a lucrat în mediu vidat, tensiunea electronilor între 10-15 kV, cu o magnitudine între 400-1000, la o presiune de 60 [Pa], (Tocu, F., Mocanu, C.I., 2011).

Rezultatele evidențiază lipsa de rășină, incluziuni de aer din interiorul materialului, etc.

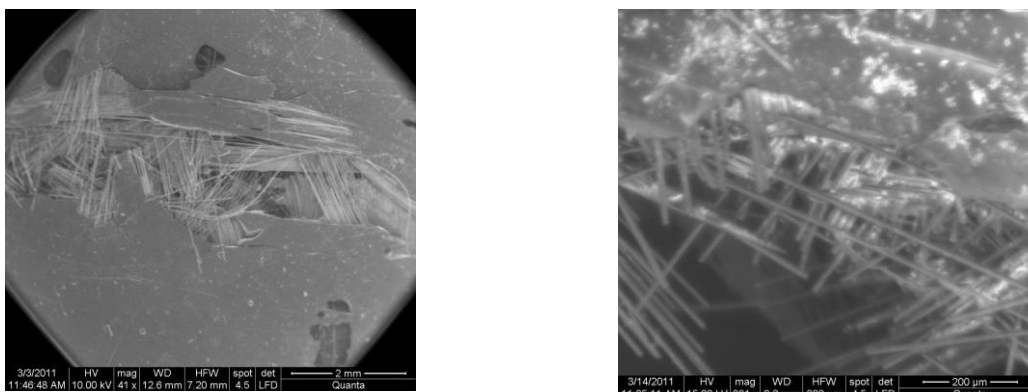


Figura 5.33 Zona de rupere și goluri de rășină

În figura 5.33 se observă că în apropierea zonei de rupere, se întâlnesc goluri de rășină. Aceste goluri de rășină, se regăsesc la partea superioară a epruvetei, ceea ce influențează foarte mult rezistența materialului, rășina având un rol important, acela al învelirii fibrelor, pentru crearea unei rezistențe ridicate ale materialului.

În figura 5.34 sunt evidențiate incluziuni de aer, care au contribuit în mare măsură la degradarea mai rapidă a materialului epruvetei în timpul solicitărilor variabile. Cu ajutorul microscopului s-au putut face și măsurători cu privire la grosimea fibrelor.

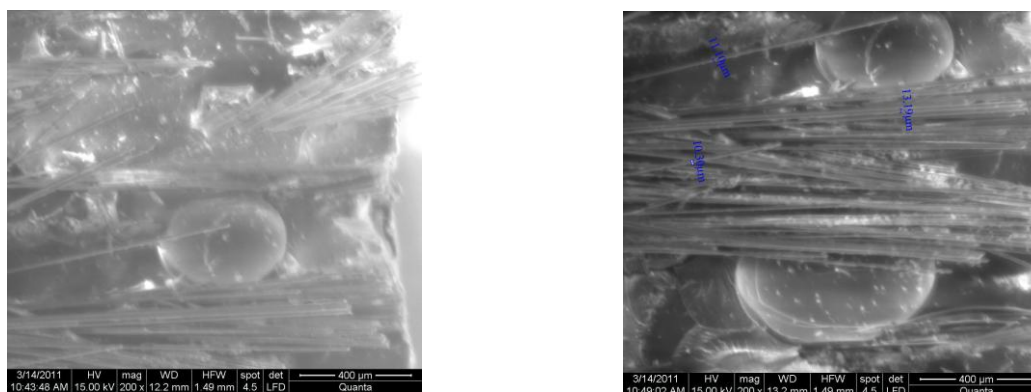


Figura 5.34 Zona de rupere cu incluziuni de aer

Rezultatele obținute din acest experiment prezintă unele aspecte calitative ale tehnologiei de fabricare și de obținere ale acestor materiale compozite armate cu fibre.

Aceste observații pot fi utile producătorilor de compozite armate cu fibre, în scopul îmbunătățirii tehnologiei de fabricare.

Putem trage concluzia că sunt necesare studii suplimentare pentru analiza microstructurii plăcilor PAFS.

Experimentele efectuate au subliniat, de asemenea faptul că defectele de suprafață, cum ar fi lipsa de rășină în primul sau ultimul strat, incluziunile de aer în material, au o influență mare, primele fisuri apărând în apropierea zonei cu lipsa de rășină, ruperea epruvetei având loc în imediata apropiere.

5.3 Apariția și extensia fisurilor în cazul structurilor de formă T. Determinarea parametrilor specifici propagării fisurilor

5.3.1 Analiza 2D

Pentru ca o fisură să se propage, câmpul de tensiuni trebuie să elibereze energie de deformare. Dacă variația energiei de deformare, datorită extinderii fisurii, este mai mare decât energia necesară pentru a mări suprafața fisurii, atunci fisura se propagă. Se apreciază însă că cea mai mare parte a acestei energii este consumată pentru deplasarea zonei deformată de la vârful fisurii.

Analiza stării de tensiune de la vârful fisurii se realizează prin determinarea unor mărimi precum factorul de intensitate al tensiunii la vârful fisurii K_I, K_{II}, K_{III} și integrala J care caracterizează în general evoluția fisurii.

Printr-o similitudine cu forța de extensie a fisurii se poate determina și defini valoarea critică a integralei J , care reprezintă în acest caz limita de la care se poate produce extinderea fisurii.

Astfel un interes aparte în aplicațiile practice îl are variația valorii integralei J funcție de variația lungimii fisurii.

S-a determinat dependența integralei J funcție de lungimea fisurii pentru fiecare structură în parte.

Modelele ce au fost luate în calcul în vederea determinării factorului de intensitate al tensiunii K și al integralei J , sunt structurile de formă T.

Definirea legăturilor a constat în blocarea deplasărilor și rotirilor pe direcțiile x, y, z , rezultând astfel încastrări, (figura 5.7).

Modelările numerice efectuate se vor face considerând materialul izotrop („omogen”), cu proprietățile de material: $E = 10198$ [MPa], $\nu = 0.25$, $\rho = 1658$ [kg/m³]. Caracteristicile geometrice sunt cele prezentate anterior în tabelul 5.5.

Calculul numeric a fost efectuat în regim static de încărcare. Încărcarea modelului s-a realizat prin introducerea unei sarcini determinate experimental (curba S-N).

În cazul modelului 2R sarcina luată în calcul a fost aceea în urma analizei numerice a rezultat tensiunea maximă de $8.66E+01$ [MPa], pentru modelul 1R, tensiunea obținută a fost de $2.72E+01$ [MPa], iar pentru modelul LIPIT, tensiunea de $7.10E+00$ [MPa], (tabelele 5.1, 5.2 și 5.3).

Prima etapă în analiza fisurilor a fost aceea în care s-au determinat zonele cu concentratoare de tensiune pentru fiecare model în parte.

După această etapă au fost simulate patru cazuri de producere și propagare a fisurii, calculându-se astfel factorul de intensitate K la vârful fisurii și integrala J .

A. CAZUL INIȚIAL – 2R

În figura 5.35, s-a reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune în urma analizei numerice.

Concentratorul de tensiune apare în zona razei de racordare ceea ce face ca fisura să se propage în una din aceste zone.

S-a presupus că fisura apare în zona notată cu A iar în zona B are loc o compresiune de material (strivire).

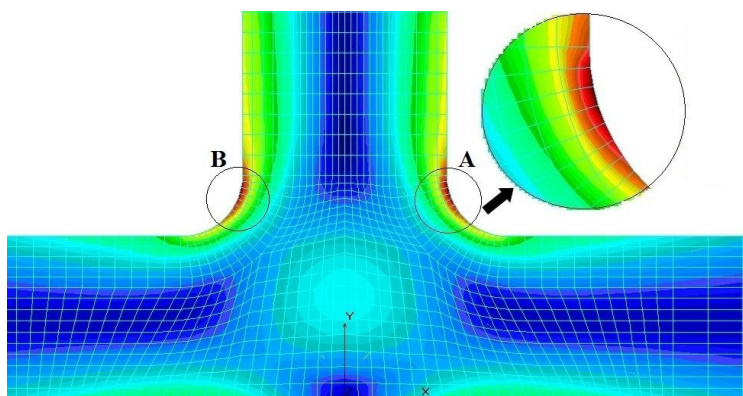


Figura 5.35 Modelul cu evidențierea concentratorilor analiza 2D – 2R

I. SCENARIUL I – 2R

Primul caz este cel în care s-a inițiat o fisură având o lungime cât latura unui element de discretizare ($x = 0.25$ mm, $y = 0.09$ mm), astfel s-a determinat factorul de intensitate a tensiunii K și integrala J .

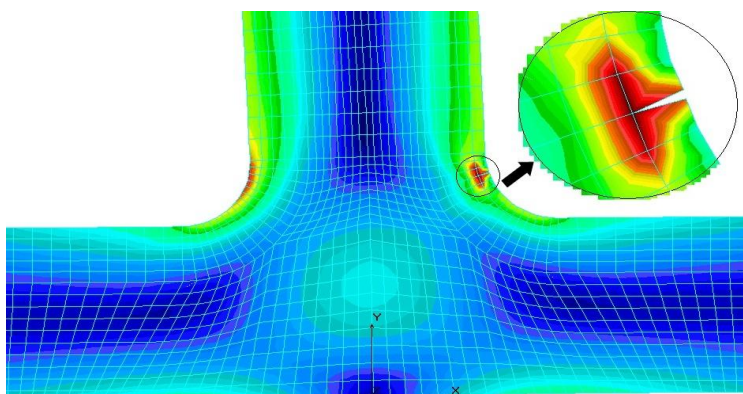


Figura 5.36 Scenariul I de fisurare analiza 2D – 2R

Rezultatele sunt prezentate în tabelul 5.28.

Tabelul 5.29 J Scenariul I de fisurare – model 2R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul I					
Zona A	0.54899E-02	0.55338E-02	7.1626	-0.43932E-04	0.6381

II. SCENARIUL II – 2R

Scenariul II a fost considerat ca o propagare continuă a fisurii, fisura având lungimea cât două laturi a două elemente (figura 5.37).

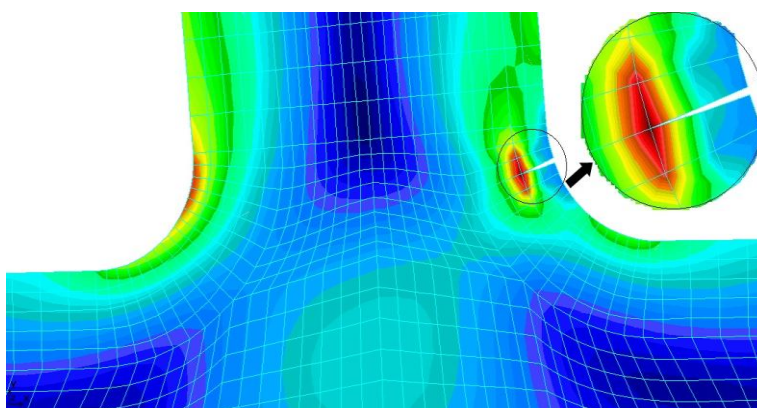


Figura 5.37 Scenariul II de fisurare analiza 2D – 2R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.30.

Tabelul 5.30 J Scenariul II de fisurare – model 2R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul II					
Zona A	0.91141E-02	0.90844E-02	9.6251	0.29708E-04	0.5504

III. SCENARIUL III – 2R

Scenariul III a fost considerat tot ca o propagare continuă a fisurii, lungimea fisurii fiind pe distanța a patru elemente de discretizare, (figura 5.38).

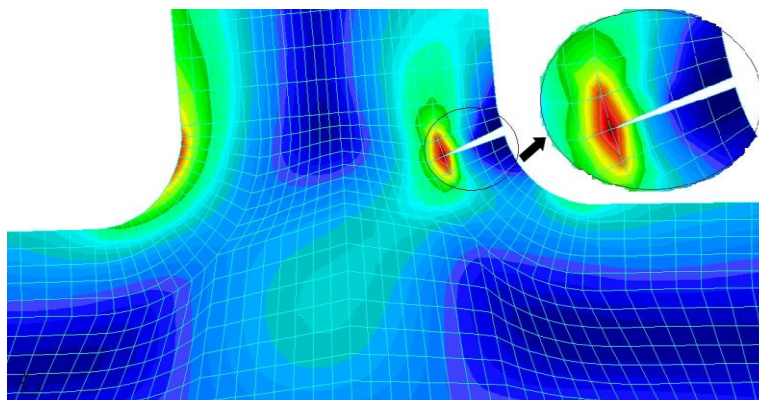


Figura 5.38 Scenariul III de fisurare analiza 2D – 2R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.31.

Tabelul 5.31 J Scenariul III de fisurare – model 2R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul III					
Zona A	0.20993E-01	0.21048E-01	14.651	-0.54376E-04	0.7446

IV. SCENARIUL IV – 2R

Scenariul IV este considerat a fi cel mai grav, în acest caz fisura este considerată suficient de evoluată în structura profilului, acesta pierzându-și calitatea principală de funcționalitate. Extensia fisurii pe o lungime de cinci elemente de discretizare înseamnă o lungime de 1.25 mm pe direcția xOy.

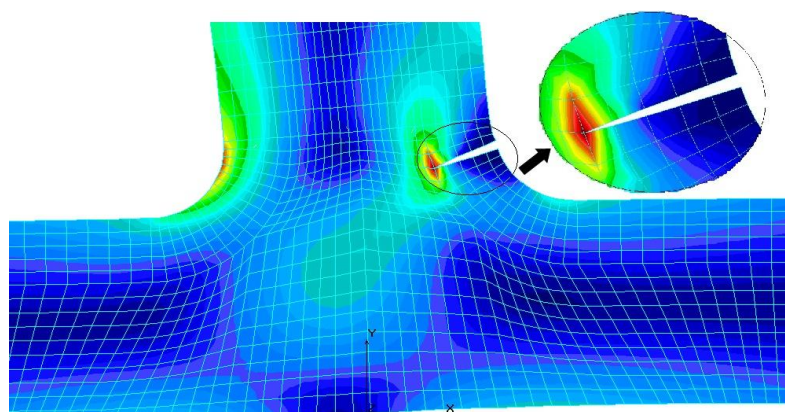


Figura 5.39 Scenariul IV de fisurare analiza 2D – 2R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.32.

Tabelul 5.32 J Scenariul IV de fisurare – model 2R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul IV					
Zona A	0.36856E-01	0.17269E-01	19.320	-0.41249E-03	0.9507

B. CAZUL INIȚIAL – 1R

În figura 5.40, s-a reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune în urma analizei numerice.

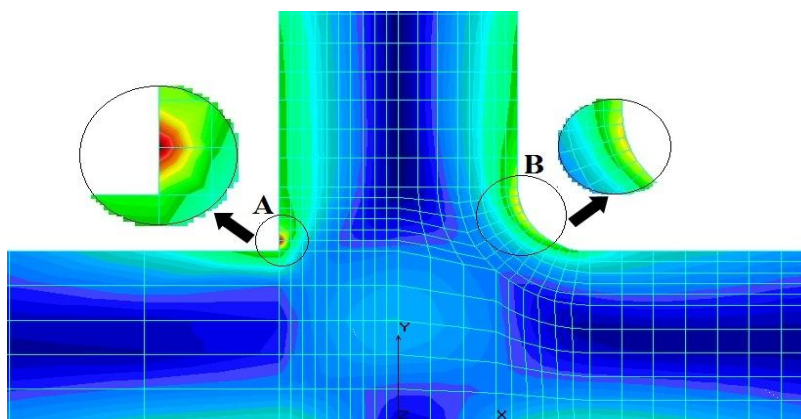


Figura 5.40 Modelul cu evidențierea concentratorilor analiza 2D – 1R

Așa cum este reprezentat în figura 5.40, concentratorul de tensiune apare în zona în care profilul este lipit și nu prezintă nicio trecere graduală, ceea ce face ca profilul să fie mai predispus la apariția fisurilor.

Fisura apare în zona A iar în zona B are loc o comprimare a materialului.

I. SCENARIUL I – 1R

Scenariul I consta în inițierea unei fisuri de lungimea unui element de discretizare.

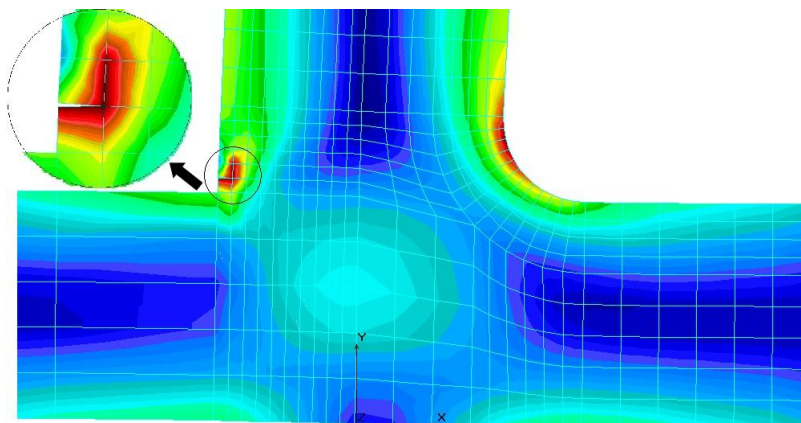


Figura 5.41 Scenariul I de fisurare analiza 2D – 1R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.33.

Tabelul 5.33 J Scenariul I de fisurare – model 1R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul I					
Zona A	0.34984E-02	0.38135E-02	6.2362	-0.31502E-03	1.7924

II. SCENARIUL II – 1R

Scenariul II a fost considerat ca o propagare continuă a fisurii, lungimea fisurii fiind direcționată pe două elemente de discretizare, (figura 5.42).

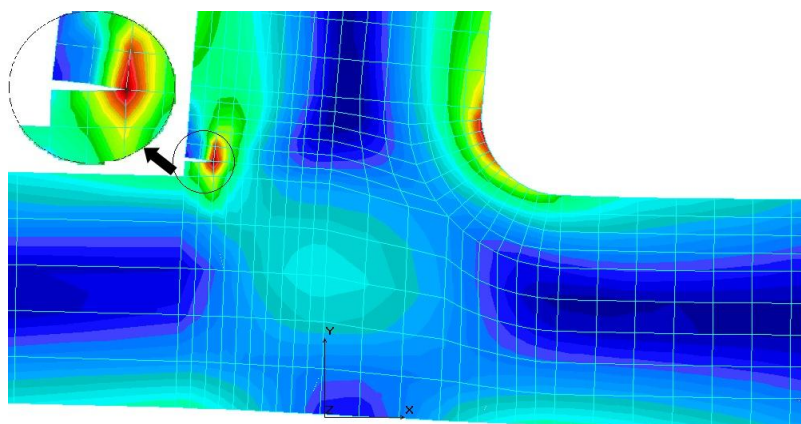


Figura 5.42 Scenariul II de fisurare analiza 2D – 1R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.34.

Tabelul 5.34 J Scenariul II de fisurare – model 1R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul II					
Zona A	0.53680E-02	0.52168E-02	7.2939	0.15119E-03	1.2417

III. SCENARIUL III – 1R

Scenariul III a fost considerat tot ca o propagare continuă a fisurii, lungimea fisurii fiind pe distanța a patru elemente de discretizare, (figura 5.43).

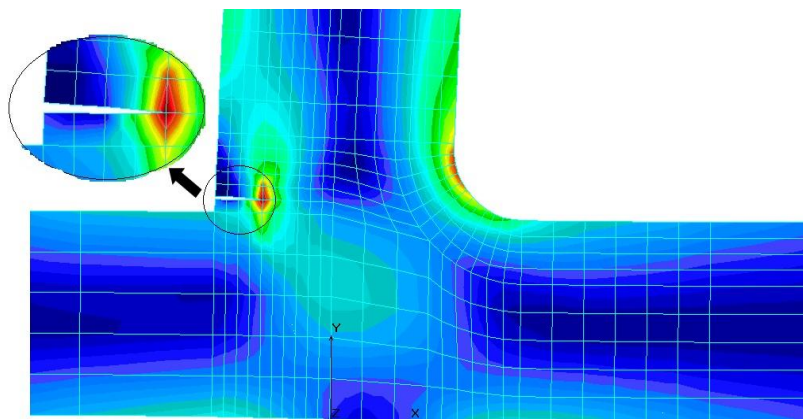


Figura 5.43 Scenariul III de fisurare analiza 2D – 1R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.35.

Tabelul 5.35 J Scenariul III de fisurare – model 1R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul III					
Zona A	0.84698E-02	0.84085E-02	9.2601	-0.61351E-04	0.7909

IV. SCENARIUL IV – 1R

Scenariul IV este considerat cel mai grav, în acest caz fisura este considerată suficient de evoluată în structura profilului, acesta pierzându-și calitatea principală de funcționalitate.

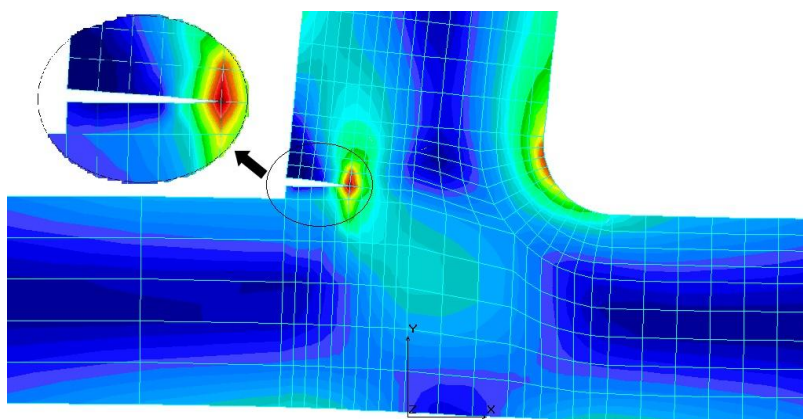


Figura 5.44 Scenariul IV de fisurare analiza 2D – 1R

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.36.

Tabelul 5.36 J Scenariul IV de fisurare – model 1R

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul IV					
Zona A	0.10423E-01	0.10397E-01	10.297	0.26638E-04	0.5212

C. CAZUL INIȚIAL – LIPIT

În figura 5.45, s-a reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune în urma analizei numerice.

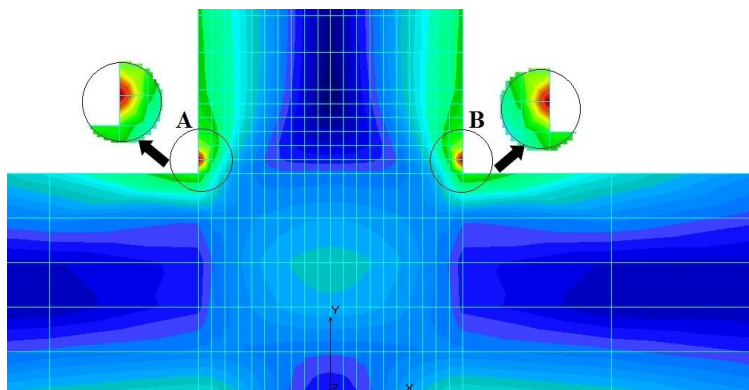


Figura 5.45 Modelul cu evidențierea concentratorilor analiza 2D - LIPIT

Așa cum este reprezentat în figura 5.45, concentratorul de tensiune apare în zona în care profilul este lipit și nu prezintă nicio trecere graduală, ceea ce face ca profilul să fie mai predispus la apariția fisurilor. Fisura apare în zona A iar în zona B are loc o comprimare de material (strivire).

I. SCENARIUL I – LIPIT

Scenariul I consta în inițierea unei fisuri de lungimea unui element de discretizare.

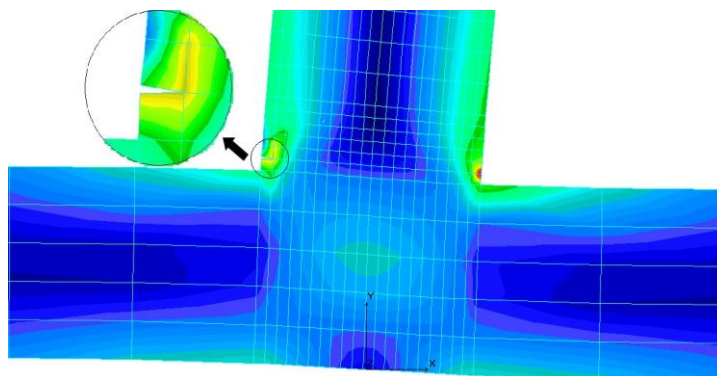


Figura 5.46 Scenariul I de fisurare analiza 2D – LIPIT

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.37.

Tabelul 5.37 J Scenariul I de fisurare – model LIPIT

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul I					
Zona A	0.19691E-02	0.21658E-02	4.6997	-0.19674E-03	1.4164

II. SCENARIUL II – LIPIT

Scenariul II a fost considerat că o propagare continuă a fisurii, lungimea fisurii fiind direcționată pe două elemente de discretizare, (figura 5.47).

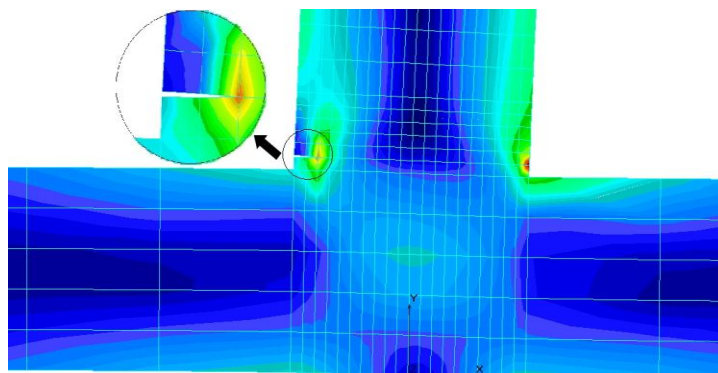


Figura 5.47 Scenariul II de fisurare analiza 2D – LIPIT

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.38.

Tabelul 5.38 J Scenariul II de fisurare – model LIPIT

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul II					
Zona A	0.30327E-02	0.29738E-02	5.5069	0.58940E-04	0.7752

III. SCENARIUL III – LIPIT

Scenariul III a fost considerat tot ca o propagare continuă a fisurii, lungimea fisurii fiind pe o lungime de patru elemente de discretizare, (figura 5.48).

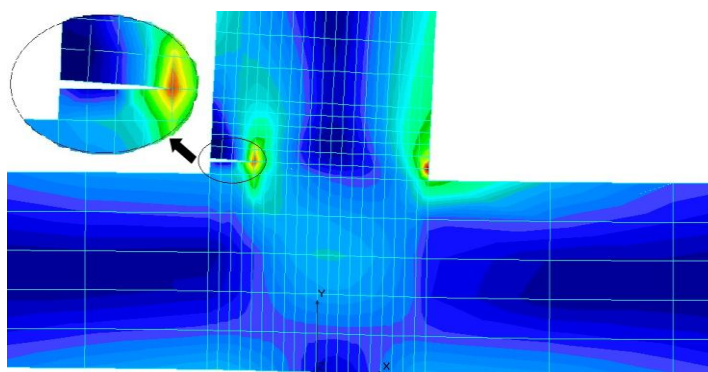


Figura 5.48 Scenariul III de fisurare analiza 2D – LIPIT

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.39.

Tabelul 5.39 J Scenariul III de fisurare – model LIPIT

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul III					
Zona A	0.48666E-02	0.48635E-02	7.0426	0.30908E-05	0.1775

IV. SCENARIUL IV – LIPIT

Scenariul IV este considerat cel mai grav, în acest caz fisura este considerată suficient de evoluată în structura profilului, acesta pierzându-și calitatea principală de funcționalitate. Extensia fisurii pe o lungime de cinci elemente de discretizare înseamnă o lungime de 1.25 mm.

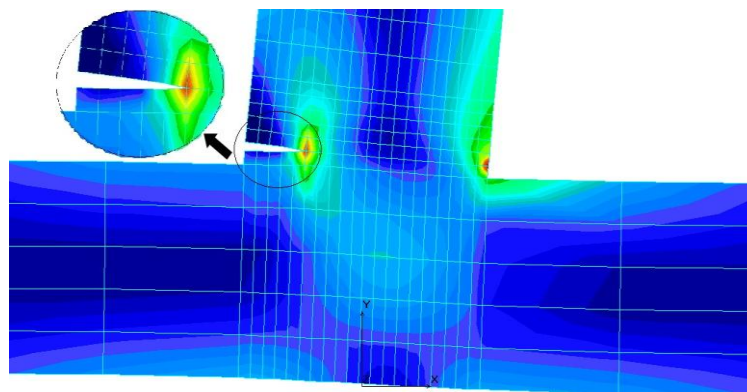


Figura 5.49 Scenariul IV de fisurare analiza 2D – LIPIT

Rezultatele obținute atât pentru integrala J cât și pentru factorul de intensitate K sunt prezentate în tabelul 5.40.

Tabelul 5.40 J Scenariul IV de fisurare – model LIPIT

Cazul	J total [N/mm]	Modul I		Modul II	
		J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]	J [N/mm]	K [N·mm ^{0.5}]
Scenariul IV					
Zona A	0.60590E-02	0.60812E-02	7.8750	-0.22159E-04	0.4753

5.3.2 Procesarea rezultatelor numerice în cazul analizei producerii și extensiei fisurii la profile de formă T. Analiza 2D

În urma calculelor numerice efectuate, rezultatele obținute au fost centralizate în diagrame în care s-a evidențiat variația integralei J și factorul de intensitatea a tensiunii K funcție de lungimea fisurii.

În tabelul 5.41 sunt prezentate rezultatele integralei J, pentru toate cele trei profile.

Tabelul 5.41 Integrala J pentru profilele T

Profil	Integrala J [N/mm]			
	Scenariul I	Scenariul II	Scenariul III	Scenariul IV
2R	0.54899E-02	0.91141E-02	0.20993E-01	0.36856E-01
1R	0.34984E-02	0.53680E-02	0.84698E-02	0.10423E-01
LIPIT	0.19691E-02	0.30327E-02	0.48666E-02	0.60590E-02

În figurile 5.50, 5.51 și 5.52 este prezentată integrala J funcție de lungimea fisurii pentru fiecare structură de formă T. Așa cum se poate observa integral crește odată cu creșterea fisurii ceea ce era de așteptat.

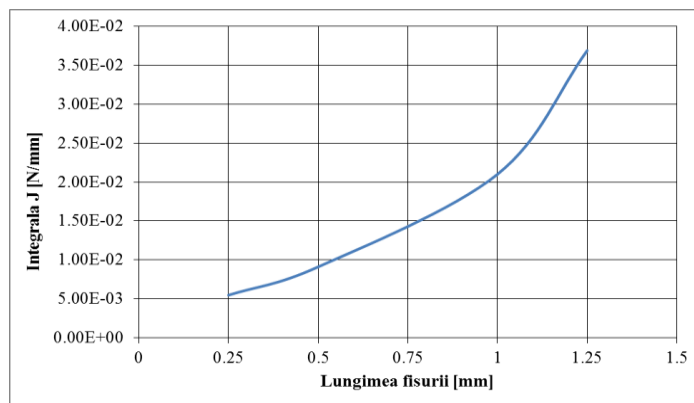


Figura 5.50 Integrala J funcție de lungimea fisurii – profilul 2R

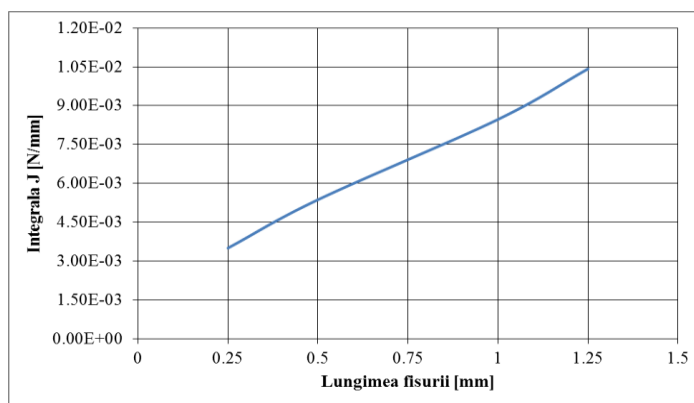


Figura 5.51 Integrala J funcție de lungimea fisurii – profilul 1R

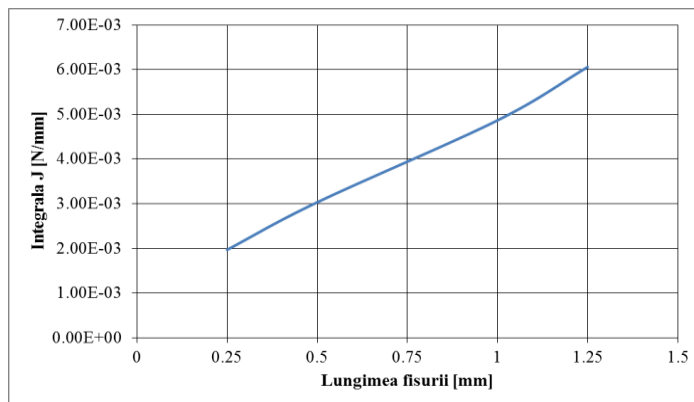


Figura 5.52 Integrala J funcție de lungimea fisurii – profilul LIPIT

În tabelul 5.42 și 5.43 sunt prezentate valorile factorului de intensitate a tensiunii K_I și K_{II} , pentru fiecare scenariu de extensie a fisurii.

Tabelul 5.42 Factorul de intensitate a tensiunii K_I pentru profilele T

Profil	Factorul de intensitate a tensiunii K_I [$N \cdot mm^{0.5}$]			
	Scenariul I	Scenariul II	Scenariul III	Scenariul IV
2R	7.1626	9.6251	14.651	19.320
1R	6.2362	7.2939	9.2601	10.297
LIPIT	4.6997	5.5069	7.0426	7.8750

Tabelul 5.43 Factorul de intensitate a tensiunii K_{II} pentru profilele T

Profil	Factorul de intensitate a tensiunii K_{II} [$N \cdot mm^{0.5}$]			
	Scenariul I	Scenariul II	Scenariul III	Scenariul IV
2R	0.6381	0.5504	0.7446	0.9507
1R	1.7924	1.2417	0.7909	0.5212
LIPIT	1.4164	0.7752	0.1775	0.4753

Factorii de intensitate a tensiunii la vârful fisurii, K_I și K_{II} dau o imagine cu privire la încărcarea exterioară și la geometria structurii în care se consideră fisura. În cazul fisurilor 2D, (figurile 5.53, 5.54, 5.55), prezintă variația lui K_I funcție de lungimea fisurii. Lungimea fisurii a fost cuprinsă între 0.25 mm și 1.25 mm.

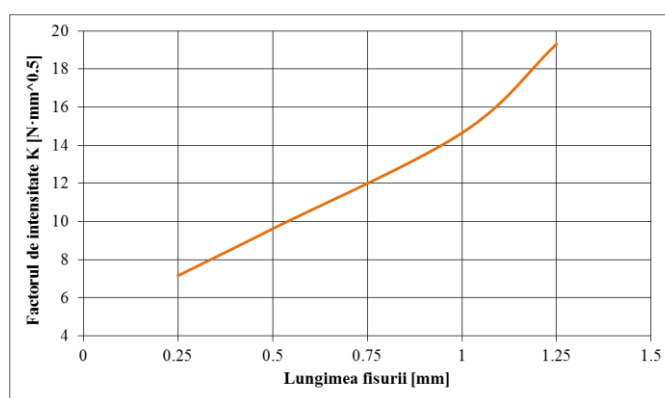


Figura 5.53 Variația factorului K_I funcție de lungimea fisurii - profilul 2R

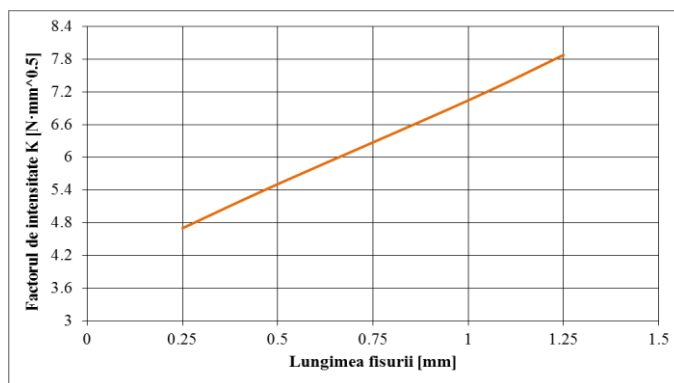


Figura 5.54 Variația factorului K_I funcție de lungimea fisurii - profilul 1R

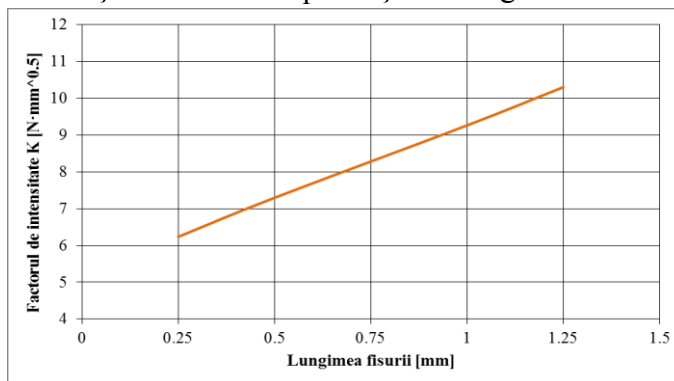


Figura 5.55 Variația factorului K_I funcție de lungimea fisurii - profilul LIPIT

Așa cum se poate vedea din tabelul 5.42 (K_I) comparativ cu tabelul 5.43 (K_{II}), factorul K_I are valorile cele mai mari. Deci posibilitatea de fisurare cea mai probabilă este cea de deschidere.

5.3.3 Analiza 3D

În cadrul acestei analize s-au determinat cele trei moduri de deplasare relative ale fisurii pentru cele trei seturi de profile de formă T. Din punct de vedere practic, cel mai mare interes îl reprezintă starea de solicitare corespunzătoare modului I de deplasare, acesta fiind modul predominant de încărcare în majoritatea aplicațiilor ingineresti.

S-au considerat patru scenarii de fisurare identice cu cele din cazul analizei 2D. Sarcina aplicată a fost cea determinată experimental în cazul curbelor S-N.

A. Cazul INIȚIAL - 2R

În figura 5.56, s-a reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune.

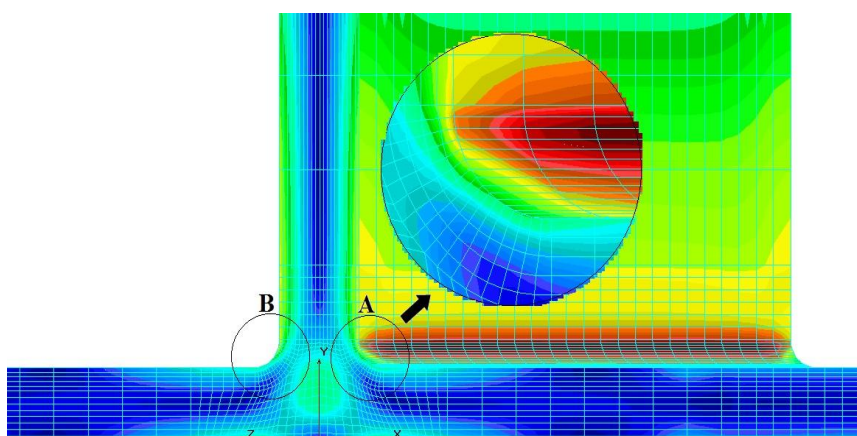


Figura 5.56 Extensia fisurii pentru structura de formă 2R

I. SCENARIUL I - 2R

Tabelul 5.44 K - Scenariul I de fisurare – Cazul 3D - model 2R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$N \cdot mm^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul I			
Zona A	0.336888E+03	0.314910E+03	-0.254735E+02
	Energia totală de deformație		0.116450E+02

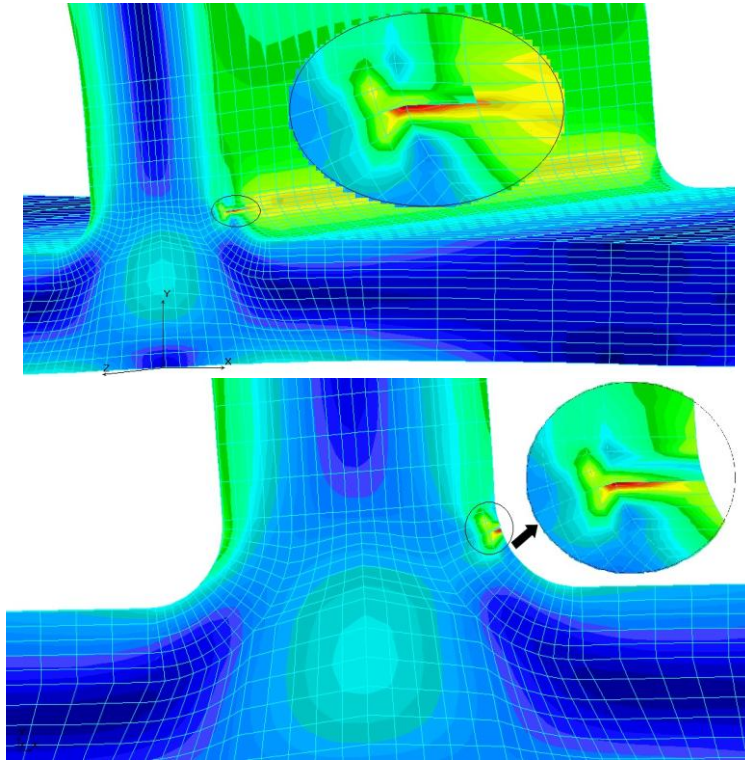
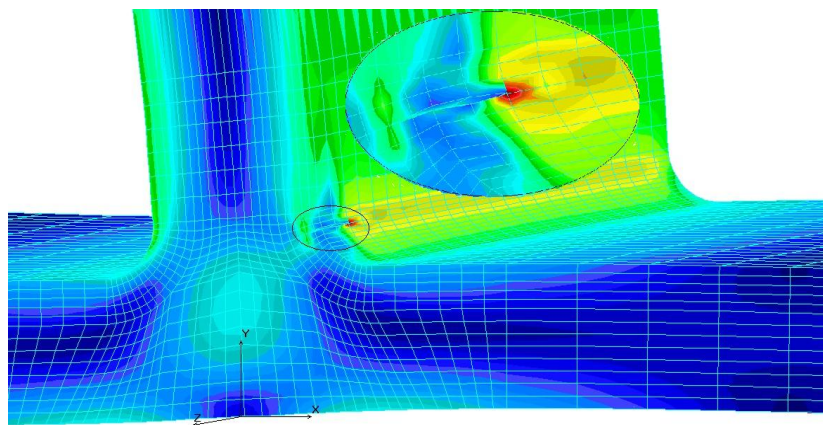


Figura 5.57 Scenariul I de fisurare analiza 3D – 2R

II. SCENARIUL II - 2R

Tabelul 5.45 K - Scenariul II de fisurare – Cazul 3D - model 2R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$\text{N}\cdot\text{mm}^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul II Zona A	0.431321E+03	0.299174E+03	-0.154082E+02
Energia totală de deformație		0.116580E+02	



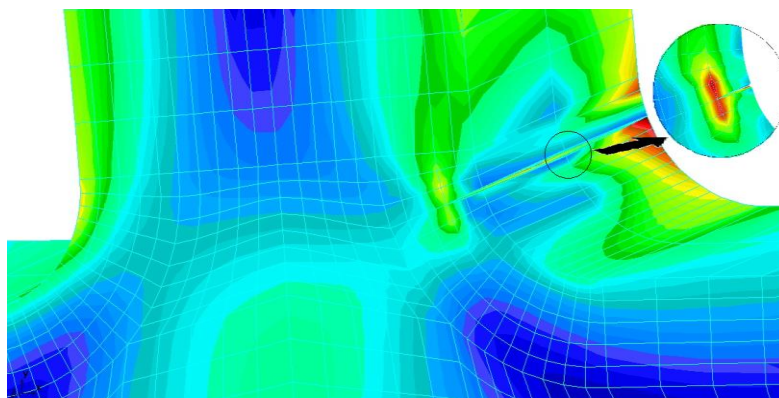


Figura 5.58 Scenariul II de fisurare analiza 3D – 2R

III. SCENARIUL III - 2R

Tabelul 5.46 K - Scenariul III de fisurare – Cazul 3D - model 2R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$\text{N}\cdot\text{mm}^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul III			
Zona A	0.544132E+03	0.316551E+03	0.607551E+01
	Energia totală de deformare		0.117609E+02

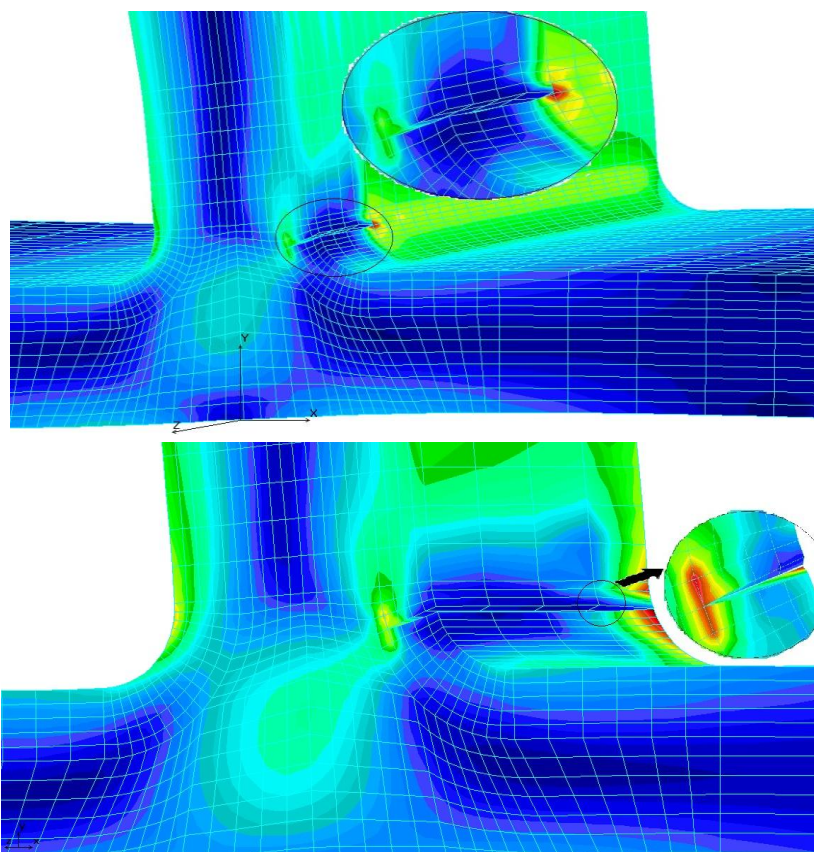


Figura 5.59 Scenariul III de fisurare analiza 3D – 2R

IV. SCENARIUL IV - 2R

Tabelul 5.47 K - Scenariul IV de fisurare – Cazul 3D - model 2R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$N \cdot mm^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul IV			
Zona A	0.592752E+03	0.332889E+03	0.149008E+02
Energia totală de deformație		0.118534E+02	

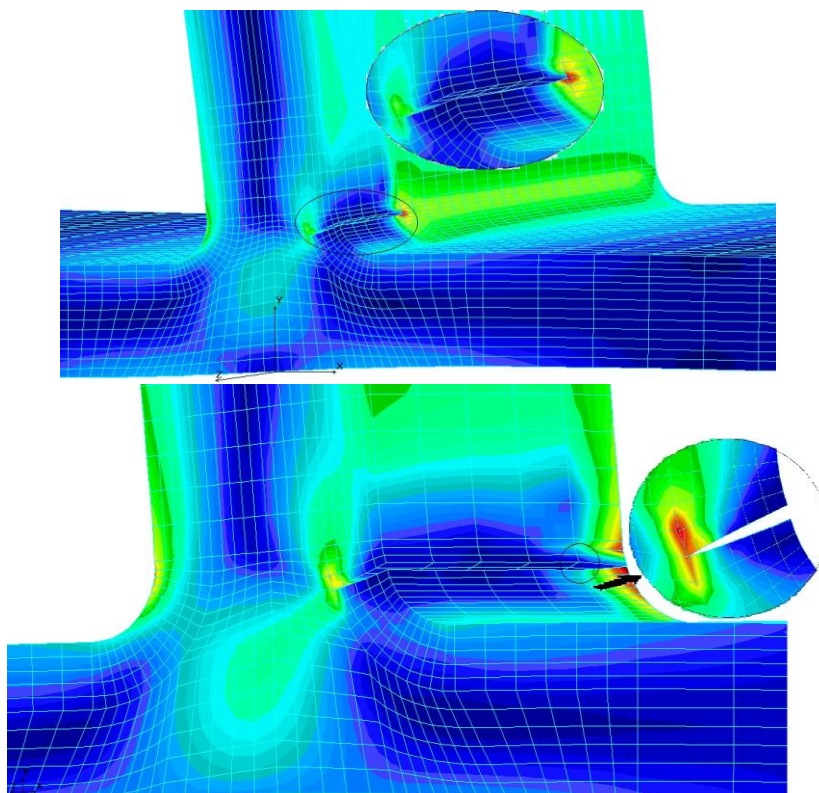


Figura 5.60 Scenariul IV de fisurare analiza 3D – 2R

B. Cazul INIȚIAL - 1R

În figura 5.61, s-a reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune în urma experimentului numeric.

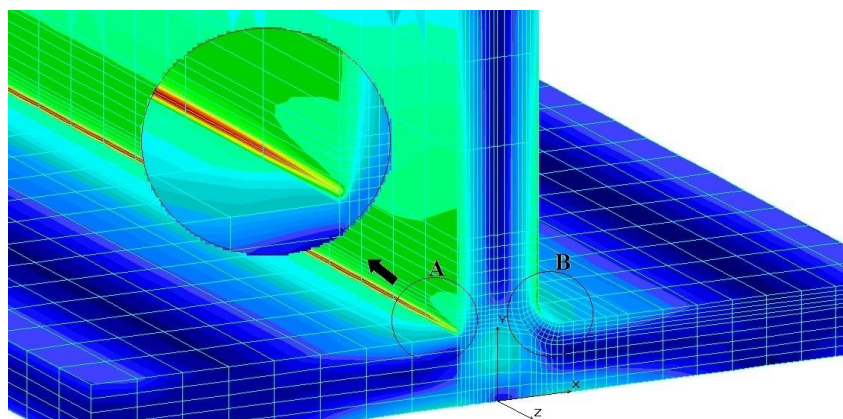


Figura 5.61 Extensia fisurii pentru structura de formă 1R

I. SCENARIUL I - 1R

Tabelul 5.48 K - Scenariul I de fisurare – Cazul 3D - model 1R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$N \cdot mm^{0.5}$]		
Scenariul I	KI	KII	KIII
Zona A	0.117527E+03	0.497863E+03	-0.324986E+02
Energia totală de deformație		0.430269E+01	

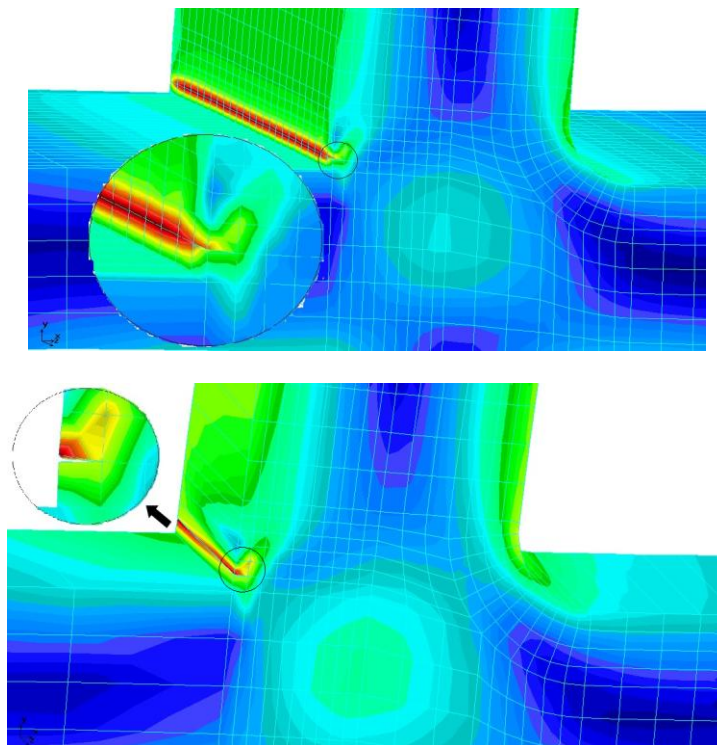
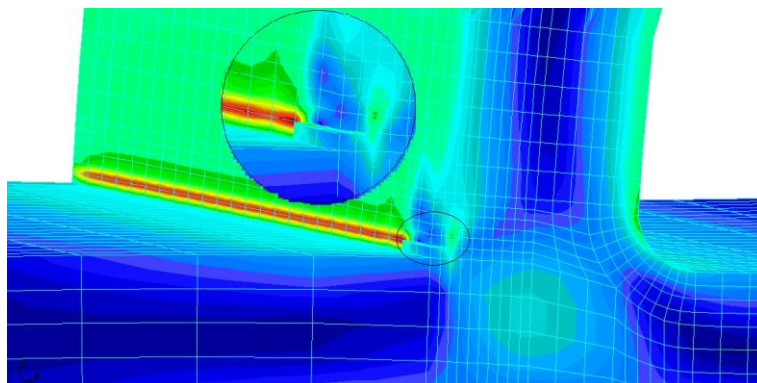


Figura 5.62 Scenariul I de fisurare analiza 3D – 1R

II. SCENARIUL II - 1R

Tabelul 5.49 K - Scenariul II de fisurare – Cazul 3D - model 1R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$N \cdot mm^{0.5}$]		
Scenariul II	KI	KII	KIII
Zona A	0.129489E+03	0.491176E+03	-0.928052E+01
Energia totală de deformație		0.430832E+01	



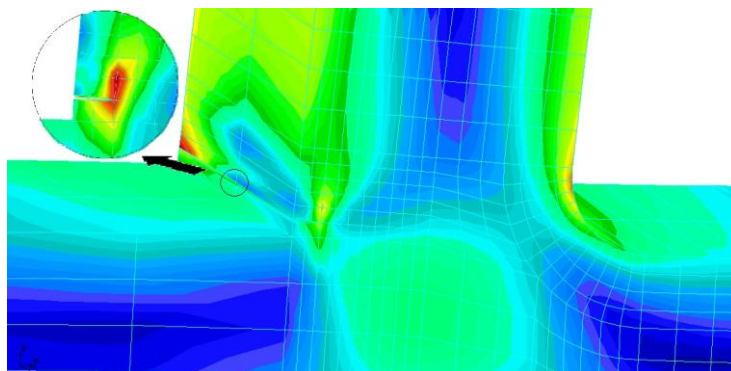


Figura 5.63 Scenariul II de fisurare analiza 3D – 1R

III. SCENARIUL III - 1R

Tabelul 5.50 K - Scenariul III de fisurare – Cazul 3D - model 1R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$\text{N}\cdot\text{mm}^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul III Zona A	0.132553E+03	0.490563E+03	0.183471E+01
Energia totală de deformație		0.434669E+01	

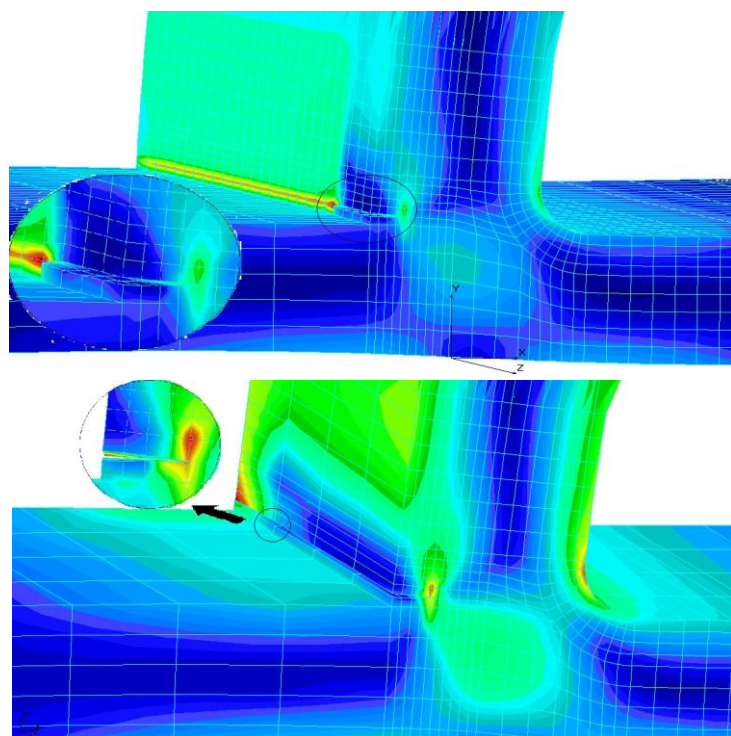


Figura 5.64 Scenariul III de fisurare analiza 3D – 1R

IV. SCENARIUL IV - 1R

Tabelul 5.51 K - Scenariul IV de fisurare – Cazul 3D - model 1R

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$\text{N}\cdot\text{mm}^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul IV Zona A	0.135517E+03	0.491917E+03	0.640094E+01
Energia totală de deformație		0.438475E+01	

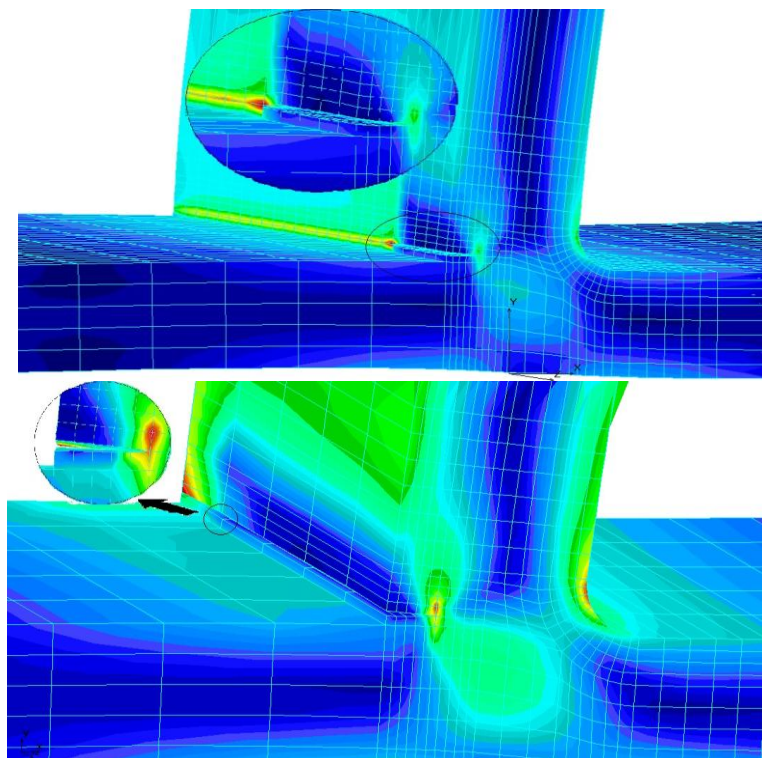


Figura 5.65 Scenariul IV de fisurare analiza 3D – 1R

C. Cazul INIȚIAL – LIPIT

În figura 5.66, s-a reprezentat poziționarea concentratorului de tensiune în urma experimentului numeric.

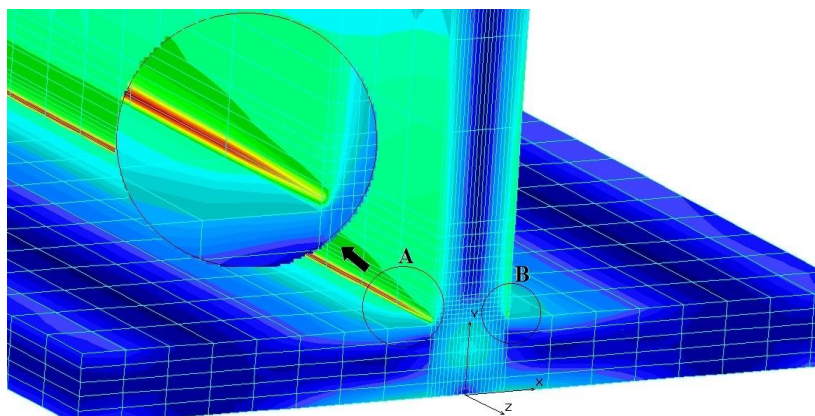


Figura 5.66 Extensia fisurii pentru structura de formă LIPIT

I. SCENARIUL I - LIPIT

Tabelul 5.52 K - Scenariul I de fisurare – Cazul 3D – model LIPIT

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$\text{N}\cdot\text{mm}^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul I			
Zona A	0.402554E+03	0.588905E+04	-0.160143E+02
	Energia totală de deformație	0.220050E+01	

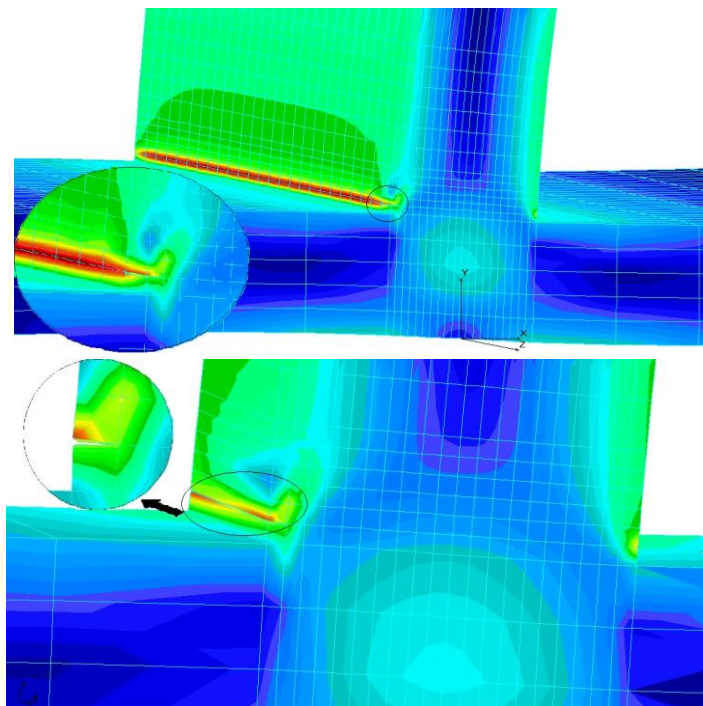


Figura 5.67 Scenariul I de fisurare analiza 3D – LIPIT

II. SCENARIUL II – LIPIT

Tabelul 5.53 K - Scenariul II de fisurare – Cazul 3D – model LIPIT

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$\text{N} \cdot \text{mm}^{0.5}$]		
	KI	KII	KIII
Scenariul II			
Zona A	0.415097E+03	0.590130E+04	0.210487E+01
	Energia totală de deformație		0.220369E+01

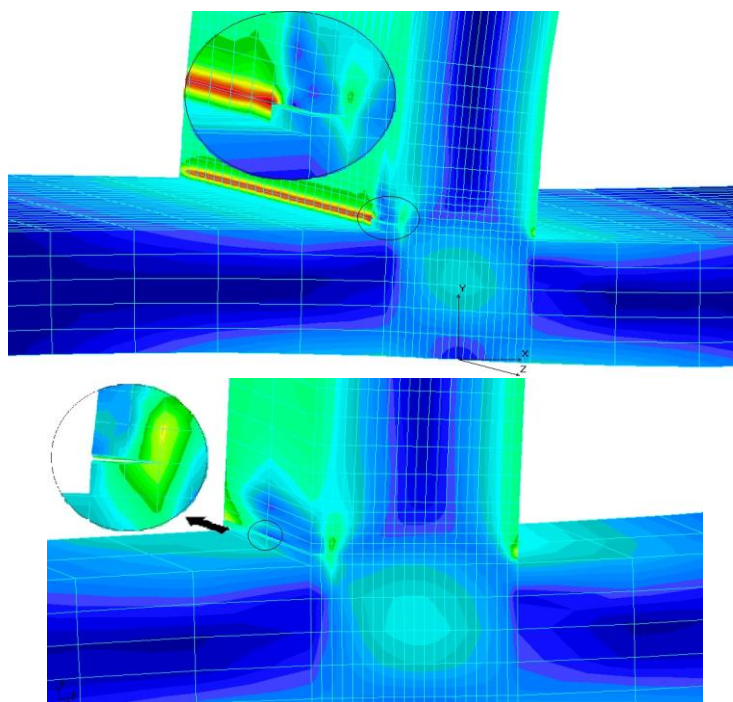


Figura 5.68 Scenariul II de fisurare analiza 3D – LIPIT

III. SCENARIUL III – LIPIT

Tabelul 5.54 K - Scenariul III de fisurare – Cazul 3D – model LIPIT

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$N \cdot mm^{0.5}$]		
Scenariul III	KI	KII	KIII
Zona A	0.438146E+03	0.601203E+04	0.141881E+02
Energia totală de deformație		0.222541E+01	

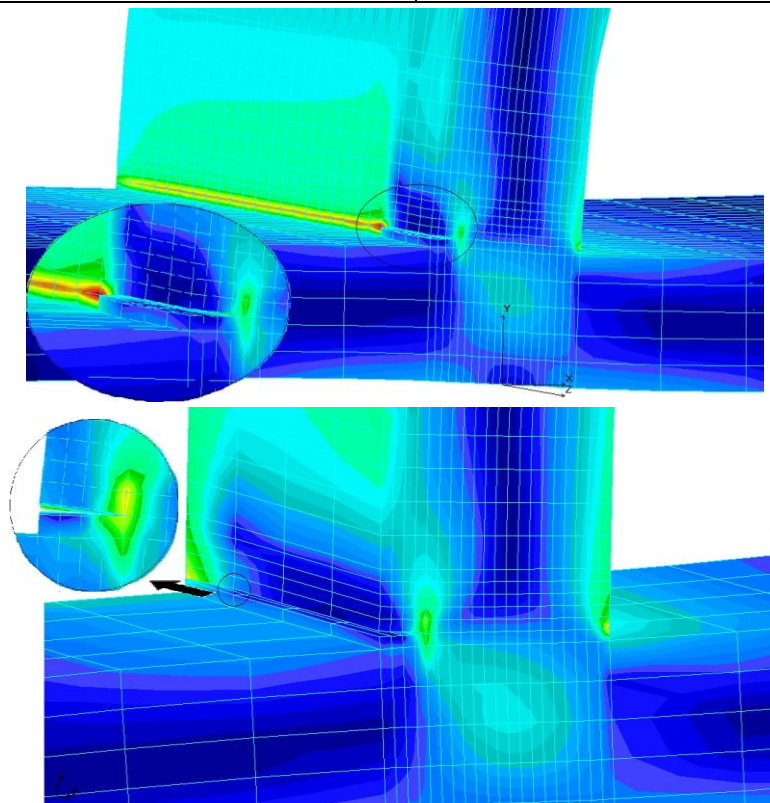
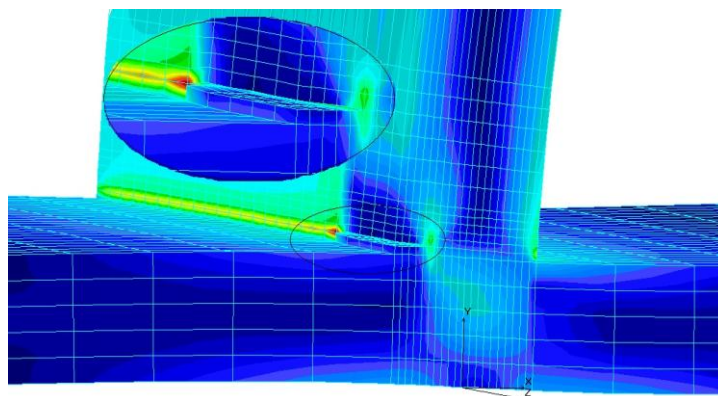


Figura 5.69 Scenariul III de fisurare analiza 3D – LIPIT

IV. SCENARIUL IV – LIPIT

Tabelul 5.55 K - Scenariul IV de fisurare – Cazul 3D – model LIPIT

Cazul	Factorii de intensitate a tensiunii K [$N \cdot mm^{0.5}$]		
Scenariul IV	KI	KII	KIII
Zona A	0.456288E+03	0.611592E+04	0.198046E+02
Energia totală de deformație		0.224704E+01	



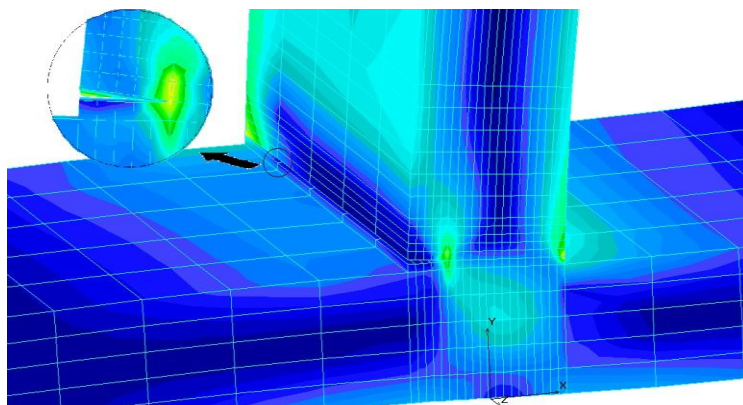


Figura 5.70 Scenariul IV de fisurare analiza 3D – LIPIT

5.3.4 Procesarea rezultatelor numerice în cazul analizei producerii și extensiei fisurii la profile de formă T. Analiza 3D

Având în vedere că în analiza tridimensională se poate observa mult mai bine tendința de extensie a fisurii prin observarea concentratorului de tensiune cât și prin valorile factorului de intensitate K_I .

Ca și în cazul analizei bidimensionale, analiza cu elemente tridimensionale nu prezintă decât o ipoteză de fisurare. Această ipoteză de fisurare are totuși aplicație în industrie și astfel de fisuri se regăsesc cu precădere la elementele de rigidizare la ambarcațiunile confecționate din PAFS. Un efect ce nu poate fi luat în calcul în analiza cu element finit este efectul microfisurilor.

Tabelul 5.56 Factorului de intensitate a tensiunii K_I cazul 3D

Profil	Factorul de intensitate a tensiunii K_I [$N \cdot mm^{0.5}$]			
	Scenariul I	Scenariul II	Scenariul III	Scenariul IV
2R	0.336880E+03	0.431321E+03	0.544132E+03	0.592752E+03
1R	0.117526E+03	0.129489E+03	0.132553E+03	0.135517E+03
LIPIT	0.402554E+03	0.415097E+03	0.438146E+03	0.456288E+03

Rezultatele prezentate în tabelul 5.56, arată că factorul de intensitate a tensiunii K_I crește odată cu lungimea fisurii. Rezultatele ca și în cazul analizei bidimensionale, sunt legate de modul de geometria structurii, de tipul, de modul de încărcare și de lungimea fisurii.

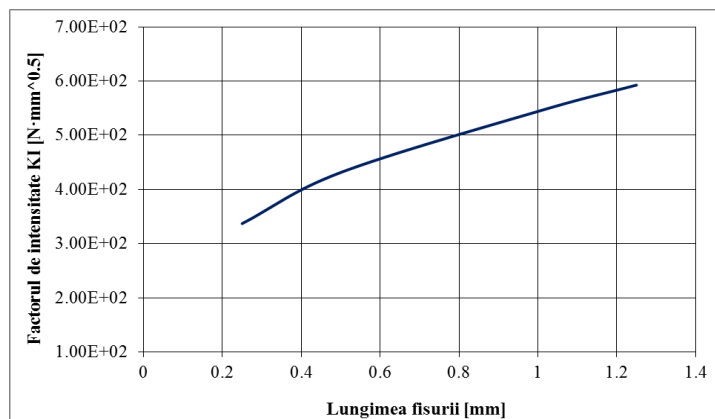


Figura 5.71 K_I funcție de lungimea fisurii - profil 2R

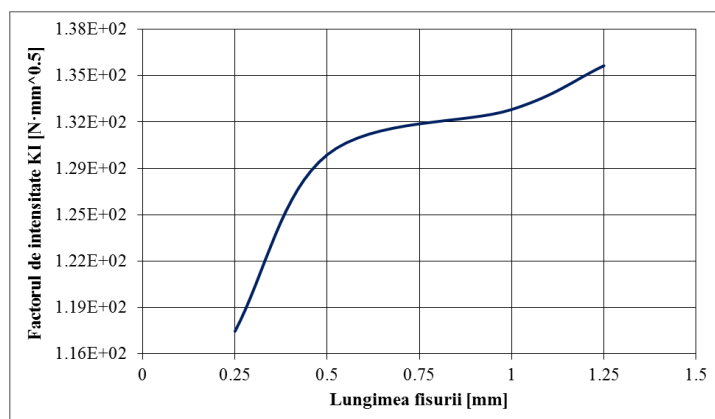


Figura 5.72 K_I funcție de lungimea fisurii - profil 1R

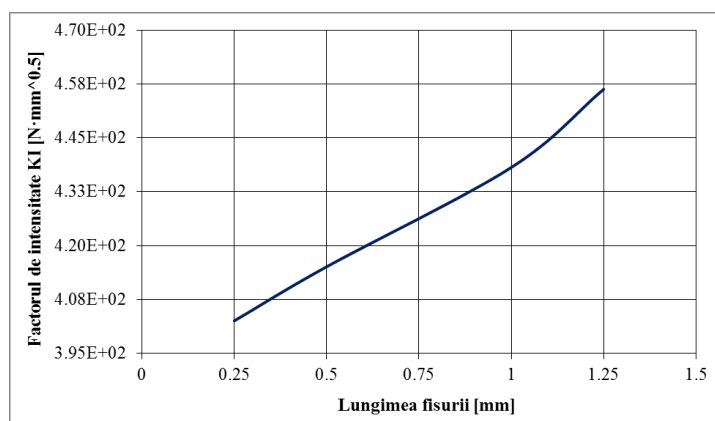


Figura 5.73 K_I funcție de lungimea fisurii - profil LIPIT

5.4 Concluzii

În acest capitol a fost abordată latura experimentală a cercetării, în care s-au determinat curbele S – N în cazul structurilor de formă T.

S-a studiat și determinat modul de comportare a structurilor din plăci confecționate din PAFS la solicitări variabile prin determinarea coeficienților care indică modul de producere a fisurilor. S-au determinat astfel coeficienții specifici procesului de fisurare, care indică

direcția de extensie a fisurii și în același timp a rezultat energia necesară la vârful acesteia pentru extensie.

Calculul numeric a fost completat cu determinarea coeficienților de degradare pentru structurile de formă T confeccionate din PAFS, cu ajutorul curbelor S-N, determinate experimental.

Determinarea modurilor de fisurare și a energiei necesare extensie fisurii a constituit un punct important în evaluarea și determinarea degradărilor ce survin în timpul funcționării structurilor confeccionate din PAFS.

De regulă analiza fenomenului de producere și extensie a fisurilor nu se poate realiza decât prin utilizarea unor metode numerice și experimentale.

Datorită unor serii întregi de factori care influențează extensia fisurii, precum, direcțiile principale de solicitare, de defectele de material și de microstructura materialului (structura chimică a rășinei, fibrei, modul de așezare a fibrei, tehnologia de formare a materialului, în cazul de față materialul a fost fabricat prin metoda formării directe, dimensiunea structurii, grosimea materialului, etc.), face ca extensia fisurii să se facă destul de greu și de cele mai multe ori se recurge la metode numerice.

S-au făcut studii cu privire la influența numărului de cicluri de solicitare asupra comportării PAFS la solicitări mecanice (întindere+compresiune).

S-a determinat experimental forța de rupere la tracțiune pentru epruvete din PAFS solicitate la oboseală cu diverse cicluri. Pentru observarea modului în care s-a produs ruperea, epruvetele au fost vizualizate în secțiune, la microscopul electronic, SEM (scanning electron microscope), QUANTA 200 FEI.

Rezultatele au evidențiat goluri de rășină, incluziuni de aer din interiorul materialului, etc. De asemenea cu ajutorul microscopului s-au putut face și măsurători cu privire la grosimea fibrelor.

Acest experiment prezintă unele aspecte calitative ale tehnologiei de fabricare și de obținere ale acestor materiale compozite armate cu fibre.

Experimentele efectuate au subliniat, de asemenea faptul că defectele de suprafață, cum ar fi lipsa de rășină, incluziunile de aer în material, au o influență mare, fisurile apărând în apropierea zonei cu defecte, ruperea epruvetei având loc în imediata apropiere.

CAPITOLUL 6

CONTRIBUȚII ȘI CONCLUZII PRIVIND CONLUCRAREA PLĂCILOR COMPONENTE DINTR-O STRUCTURĂ NAVALĂ CONFECTIONATĂ DIN MATERIALE COMPOZITE

Prin cercetările și rezultatele obținute, teza de doctorat aduce următoarele
CONTRIBUȚII PERSONALE PRINCIPALE:

1. Determinarea pentru armătură și matrice, a caracteristicilor mecanice de material.

Caracteristicile mecanice ale PAFS-ului, sunt necesare pentru a efectua modelările
numerice.

Pentru modelarea numerică a comportării la solicitări variabile ale structurilor
confeccionate din PAFS și analiza stărilor de tensiune și deformație au fost necesare

determinarea experimentală a caracteristicilor de material. Experimentele s-au efectuat pe epruvete din PAFS, având următoarele caracteristici:

- Trei straturi de armătură din fibră tip "E", cu fibre lungi dispuse la $0 - 90^0$;
- Straturi de rășină epoxidică de tip AROPOL M 105 TA;
- Grosimea epruvetelor aproximativ 5 mm;

Testele la tracțiune s-au făcut pe o mașină de încercat la tracțiune de 5000 N de tip M350-5AT, produsă de firma Testometric Companz Ltd. și care aparține Catedrei „Tehnologia Construcțiilor de Mașini” a Universității „Dunărea de Jos” din Galați. Mașina de încercat la tracțiune M350-5AT este dotată cu un videoextensometru, cu o cursă de prindere a bacurilor de 1000 milimetri și este echipată și cu un software „WinTest Analzsis” care întregistrează întreg sistemul.

Testele de tracționat s-au făcut pe epruvete conform Standardului SR EN ISO 527-1 care stabilește principiile generale pentru determinarea, în condiții definite, a proprietăților de tracțiune a materialelor plastice și ale compozitelor.

2. Stabilirea comportării mecanice și modul în care se consideră *anizotropia, ortotropia și izotropia la PAFS.*

În ceea ce privește considerarea anizotropiei, ortotropiei și izotropiei la poliester armat cu fibră de sticlă (PAFS) în capitolul doi a fost particularizată legea generalizată a lui Hooke, pentru materialele compozite cu comportare anizotropă, ortotropă și izotropă exemplificându-se și câteva tipuri de compozite.

S-a pornit de la ideea că materialele compozite sunt considerate anizotrope, și prin particularizare, folosind ipoteze simplificatoare, s-au descris condițiile în care compozitul poate fi privit ca material ortotrop și în final izotrop. Pentru fiecare caz s-a studiat legătura dintre tensiuni și deformații și s-a concluzionat că, în anumite condiții plăcile de tip PAFS, fac parte din categoria materialelor izotrope, dar în analiza numerică rezultatele sunt mult mai apropiate de realitate dacă aceste materiale compozite s-ar considera stratificate, astfel de rezultate au fost prezentate numeric și experimental în capitolul patru.

Abordarea analitică este posibilă și se bazează pe teoria elasticității dar aceasta prezintă dificultăți majore în soluționarea sistemului de ecuații. De aici și necesitatea folosirii metodelor numerice și experimentale. În literatura de specialitate sunt întâlnite peste 40 de teorii referitoare la studiul compozitelor cele mai utilizate fiind *Teoria tensiunilor maxime* și *Teoria deformațiilor maxime*;

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

3. Stabilirea modului de comportare a materialului compozit PAFS în modelările numerice.

Pentru o mai bună cunoaștere a stării de tensiune dintr-un material compozit stratificat s-au făcut studii aprofundate a stării de tensiune care apare între lamine.

Modelările numerice efectuate în capitolul patru au arătat că este insuficient doar determinarea unor tensiuni și deformații pe baza calculelor numerice și emiterea unei concluzii privitoare la caracterul mecanic al compozitelor. Acest studiu nu poate fi efectuat numai numeric fiind necesară și o abordare experimentală, rezultatele fiind comparate cu cele numerice, de unde s-a putut concluziona că luarea în calcul a materialelor compozite ca fiind stratificate este cea mai aproape de realitate decât dacă s-ar considera ca material izotrop. Acest lucru poate avea influențe negative cu privire la calculul de rezistență a structurilor, deoarece în realitate aceste materiale compozite sunt fabricate pe straturi.

4. Stabilirea metodologiei și determinarea numerică și experimentală a tensiunilor interlaminare.

În cazul solicitărilor complexe la care sunt supuse structurile confeccionate din PAFS apar deseori situații de desprinderi ale straturilor. Acest lucru se întâmplă mai ales în cazul formării manuale a compozitului. Pentru a se observa limitele la care se poate ajunge cu solicitarea în cazul unor astfel de structuri în cadrul capitolului patru s-au determinat numeric și experimental tensiunile interlaminare.

Între straturile plăcilor plane și structurilor de formă T s-au dispus traductoare tensometrice. Aceste au fost poziționate în straturi diferite și orientate la $0^{\circ} - 90^{\circ} - 45^{\circ}$.

Rezultate din calculul numeric și experimental au evidențiat că tensiunile au valori mai mari în cazul considerării PAFS ca material izotrop. Acest lucru conduce la concluzia că în calcule este mai eficient să se considere PAFS ca fiind material cu comportare ortotropă acest lucru conducând la o economie de material și implicit manoperă.

În cazul considerării plăcilor plane și structurilor de formă T ortotrope, erorile se încadrează în valoarea admisibilă de până la 10%.

5. S-au efectuat diverse încercări statice folosind TER, pentru determinarea tensiunilor interlaminare, atât la plăci plane cât și la structuri de formă T.

Pentru validarea modelărilor numerice s-au efectuat măsurători experimentale pe plăci plane cât și pe structuri de formă T confecționate din PAFS. Măsurătorile au fost efectuate folosind metoda TER.

Această metodă este una din cele mai utilizate metode deoarece este o metodă nedistructivă, forma și dimensiunile piesei rămânând aceleași. Această metodă permite efectuarea de măsurători în condiții reale de funcționare, asigurând prin folosirea aparatului electronic, o sensibilitate și o precizie mult mai mare decât metodele mecanice, optice, acustice, etc, practic se pot măsura și înregistra fenomene a căror variație este rapidă.

6. Stabilirea metodologiei și determinarea experimentală a sarcinii în cazul modelării numerice a solicitărilor dinamice aplicabilă materialelor compozite (PAFS).

Modelările numerice folosind MEF, au fost efectuate pentru evidențierea conlucrării plăcilor plane și structurilor de formă T și determinarea tensiunilor interlaminare.

În capitolul patru s-au realizat modelările numerice folosind programele ANSYS și SolidWorksCOSMOS/M, și s-au simulat comportarea la solicitări statice și dinamice a plăcilor realizate din PAFS.

Pentru modelare s-au stabilit două direcții principale de lucru:

1. Plăci plane confecționate din PAFS considerate ca fiind formate din straturi succesive de rășină și armătură, numite în continuare „plăci stratificate”. Acestea vor avea proprietăți mecanice diferite pe două direcții perpendiculare, acest lucru conduce la considerarea compozitului cu comportare ortotropă;

2. Plăci plane confecționate din PAFS considerate ca fiind realizate dintr-un material cu caracteristici mecanice identice pe toate direcțiile, numite în continuare „plăci omogene”.

Direcția principală de studiu a fost:

Determinarea tensiunilor, cu ajutorul forței obținută experimental, în structurile de formă T;

Datorită unor factori perturbatori ce au influențat modelul experimental s-au obținut diferențe de 8.18%, 4.09% și 4.32%. Datele obținute din modelarea numerică au fost comparate cu cele obținute prin metoda experimentală, valorile fiind apropiate. S-a concluzionat că metoda numerică este recomandată a fi utilizată pentru proiectarea structurilor din materiale compozite.

7. Stabilirea metodologiei de modelare experimentală a fenomenului de oboseală aplicată materialelor compozite (PAFS). Efectuarea experimentelor pentru studiul fenomenului de oboseală a PAFS.

În literatura de specialitate din domeniul compozitelor, nu este prezentată o procedură standard pentru testarea la oboseală a unui compozit a cărui structură a fost proiectată și realizată fizic. În capitolul cinci, al prezentei lucrări, a fost descrisă o succesiune de pași, care pot fi considerați standard, pentru testarea materialelor compozite de tip placă din PAFS.

Pentru acest studiu s-a conceput o mașină de încercat la oboseală ce s-a dovedit a fi foarte eficientă în determinarea tensiunilor și prin urmare a curbelor S-N pentru fiecare tip de structură analizată.

Procedura de testare a cuprins următoarele etape:

1. Determinarea caracteristicilor principale (modul de elasticitate, coeficientul lui Poisson) ale compozitului prin încercări statice.

2. Realizarea unui stand de testare constând din:

- Mașină de încercat la oboseală pentru structuri de formă T confeccionată din diverse echipamente și sisteme prezentate în detaliu în capitolul 5;

- Sistem de prindere a epruvetelor confeccionat din oțel;

- Sistem de măsurare a numărului de cicli;

- Sistem de măsurare a deformațiilor SPIDER 8, cu ajutorul metodei TER;

3. Postprocesarea datelor experimentale – respectiv determinarea tensiunilor și numărului de cicli, rezultând curbele de încercare la oboseală S – N;

S-a concluzionat că modelul experimental a confirmat rezultatele obținute prin metoda teoretică, prin urmare modelarea plăcilor tip PAFS folosind MEF poate fi utilizată în aplicațiile practice.

8. Calculul numeric pentru determinarea Factorului de concentrare al tensiunii (SCF) cu ajutorul MEF.

Structurile fabricate din materiale compozite sunt de o mare diversitate și de cele mai multe ori este necesar să se efectueze verificări din punctul de vedere al rezistenței la oboseală.

În vederea determinării Factorului de concentrare al tensiunii (SCF - Stress Concentration Factor) s-au utilizat două metode de discretizare (fină și grosieră), a structurilor de formă T.

Determinarea factorului de concentrare al tensiunii s-a făcut printr-o extrapolare liniară a tensiunii principale, calculate în nodul cel mai solicitat.

9. Calculul numeric, folosind date experimentale, a coeficientului cumulativ de deteriorare pentru plăcile întărite confeccionate din materiale compozite (PAFS).

În capitolului cinci, este prezentată analiză numerică cu ajutorul programului SolidWorksCosmos/M a *factorului cumulative de deteriorare*. De cele mai multe ori structurile fabricate din materiale compozite sunt structuri complexe datorită materialului și de cele mai multe ori trebuie verificate din punct de vedere al rezistenței la oboseală.

Modelul matematic ce stă la baza programului pentru calcule de oboseală este cel al spectrului de frecvențe pentru calculul Factorului cumulativ de deteriorare care se bazează pe teoria lui Miner.

Estimarea duratei de viață pentru cazul plăcilor întărite s-a făcut pe o perioadă scurtă de viață, datorită determinării curbelor de oboseală S – N pe cale experimentală, astfel validând modelarea numerică.

10. Stabilirea metodologiei pentru modelarea numerică a fenomenului de apariție și extensie a fisurilor folosind MEF.

Determinarea modurilor de fisurare și a energiei necesare extensiei fisurii a constituit un punct important în evaluarea și determinarea degradărilor ce survin în timpul funcționării structurilor confeccionate din PAFS.

Analiza fenomenului de producere și extensie a fisurilor se poate realiza doar prin utilizarea unor metode numerice și experimentale.

Studiile cu privire la influența numărului de cicluri de solicitare asupra comportării PAFS la solicitări mecanice (întindere+compresiune) și evaluarea materialului la microscop au evidențiat goluri de rășină, incluziuni de aer din interiorul materialului, etc.

Studiile efectuate au subliniat, de asemenea faptul că defectele de suprafață, cum ar fi lipsa de rășină, incluziunile de aer în material, au o influență mare, fisurile apărând în apropierea zonei cu defecte, ruperea epruvetei având loc în imediata apropiere

Prin cercetările și rezultatele obținute, teza de doctorat aduce următoarele
CONTRIBUȚII PERSONALE SECUNDARE:

1. S-a realizat un studiu documentar în prima parte a lucrării, cu ajutorul căruia s-au sintetizat datele din literatura de specialitate, referitoare la stadiul actual privind, determinarea

caracteristicilor de material, întrebuințarea, comportarea la diverse regimuri de solicitare, etc. a materialelor compozite și în special PAFS.

2. S-a realizat o sinteză a celor mai importante principii și teorii de calcul a rezistenței la rupere în exploatare ale PAFS.

3. S-au efectuat calcule numerice folosind metoda elementelor finite (MEF) pentru materialele compozite armate cu fibră de sticlă (PAFS).

4. S-au efectuat modelări experimentale pentru validarea rezultatelor numerice. Metodologiile descriese sunt corecte, fiind bine verificate experimental.

5. S-au utilizat metode moderne de modelare experimentală. Tensometria electrică rezistivă folosită este recunoscută pentru acuratețea rezultatelor furnizate și utilizarea microscopului electronic, SEM (scanning electron microscope), QUANTA 200 FEI pentru evaluarea microdefectelor de material.

➤ **DIRECȚII VIITOARE DE CERCETARE**

- Pentru elucidarea completă a comportării PAFS, studiile din lucrare trebuie continuate și conduse spre determinarea influenței coroziunii asupra apariției și extensiei fisurii.

- Ambarcațiunile sportive precum și navele utilitare confeționate din PAFS sunt vopsite la exterior cu Gel coat (vopsea specială). Aceasta are o mare influență asupra comportării la fisurare a PAFS. Studiile trebuie continuate cu depistarea influenței Gel Coat-ului asupra apariției și extensia fisurii.

- Dezvoltarea unor tehnici nedistructive pentru controlul materialelor compozite.

- Rezultatele din această teză se pot generaliza în diverse domenii de utilizare precum: Industria chimică, Optică, Industria construcțiilor de nave, etc.

Rezultatele obținute în cadrul prezentei teze: „Contribuții privind studiul conlucrării plăcilor componente dintr-o structură navală confeționată din materiale compozite”, sunt diseminate într-un număr de 19 lucrări personale, din care 14 lucrări publicate în volumele unor manifestări științifice, internaționale indexate ISI și BDI, precum și o listă de 5 lucrări comunicate la simpozioane, conferințe internaționale și naționale și includ activitatea de cercetare științifică desfășurată în cadrul proiectului: POSDRU cod 88/1.5/S/61445 - Eficientizarea activității studenților din cadrul ciclului de studii doctorale - EFICIENT, dezvoltat la Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați.

BIBLIOGRAFIE SELECTIVĂ

1. *** - Documentație tehnică Ansys, (2009), Structural Analysis User Guide, //Www.Ansys.Com, Accesed: 20/05/2010.

[A]

2. Adams, D.F., Crane, D.A., *Finite Element Micromechanical Analysis of an Unidimensional Composite Including Longitudinal Shear Loading*, *Computers and Structures*, vol. 18, 1984.

3. Alămoreanu, E., Negruț, C., Jiga, G., *Calculul structurilor din materiale compozite*, Universitatea Politehnica, București, 1993.

4. American Bureau of Shipping (ABS), Guide for - Spectral-based fatigue analysis for floating production, storage and offloading (FPSO) installations, Section 7, Structural Modeling Analysis, 2010.

[B]

5. Begley, J.A., Landes, J.D., *The J-Integral as a fracture criterion*, In ASTM STP 514, 1-20, Philadelphia, ASTM, 1972.

6. Bellett, D., Taylor, D., 2006, *The effect of crack shape on the fatigue limit of threedimensional stress concentrations*, International Journal, p. 114-123, 2006.

7. Buzdugan, Gh., *Rezistența Materialelor*, Editura Academiei RSR, București, 1982.

[C]

8. Caprino, G., *Predicting fatigue of composite laminates subjected to tension-tension fatigue*, Journal of composite Materials, 2000.

9. Chakarov, K., Garbatov, Y., Soares, C.G., *Fatigue Analysis of Ship Deck Structure Accounting for Imperfections*, International Journal of Fatigue, p.1881-1897, 2008.

10. Constantinescu, I.N., Picu, C., Hadăr, A., Gheorghiu, H., *Rezistența materialelor pentru ingineria mecanică*, Editura BREN, București, 2006.

11. Curtu, I., Crișan, R., *Rezistența materialelor și teoria elasticității*, Universitatea „Transilvania”, Brașov, 1997.

[D]

12. Davies, G.A.O., Hitchings, J., Ankersen, J., *Prediction and debonding in modern aerospace composite structures*, Elsevier, Composite Science and Technology, 2005.

13. Domnișoru, L., *Metoda elementului finit în construcții navale*, Editura Tehnică, București, 2001.

[F]

14. Fatemi, A., Yang, L., *Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials*, International Journal Fatigue, 1998.

15. Finn, S.C., Springer, G.S., *Delaminations in composite plates under transverse static or impact loads – a model*, Composite structure, vol. 23, 1993.

[G]

16. Griffith, A.A., *The phenomena of rupture and flow in solids*, Phil. Trans. Roy. Soc. London, A, 221: 163-198, 1920.

17. Goanță, V., Palihovici V., *Calculation of J-Integral by the Analysis of Finite Elements*, Buletinul Institutului Politehnic Iași, Tomul XLV(IL), fasc. 1-2, p. 241-248, 1999.

18. Gol`denblat, I., Kopnov, V.A., *Strength of GRP in the Complex State*, Mekhanika Polimerov, 1, p. 70-78, 1965.

[H]

19. Hadăr, A., *Structuri din compozite stratificate*, Editura Academiei Române, București, 2002.

20. Hadăr, A., *Probleme locale la materiale compozite*, Teză de doctorat, U.P.B., 1997.

21. Harris, B., *Fatigue in Composite*, Published in North America by CRC Press L., 2000.

22. Hashin, Z., *Cumulative damage theory for composite materials: residual life and residual strength methods*, Composite Scientifically Technology, 1985.

23. Hinton, M.J., Soden, P.D., Kaddour, A., *Failure Criteria in Fiber-Reinforced-Polymer Composites*, Elsevier, Amsterdam, 2004.

[I]

24. Iliescu, N., Hadăr, A., Constantinescu, I. N., Jiga, G., *Contributii privind studiul tensiunilor interlaminare în materiale compozite stratificate armate cu fibre*, A XXVII-a Sesiune de Comunicari Stiintifice cu oarticipare internationala, ATM Sectiunea 16, Mecanică aplicată, București, Vol. I, p.21-30, 1997.

25. Irwin, G.R., *Relation of stresses near a crack to the crack extension force*, Proc. 9th Int. Congr. Appl. Mech, Vol. VIII: 245-251, University of Brussels, 1957.

[J]

26. Jiga, Gh.G., *Noțiuni fundamentale în mecanica materialelor compozite*, Editura ATLAS Press, București, 2004.

[K]

27. Kaminski, B.E., Lnty, R.B., *Strength theories for failure for anisotropic materials, Composite materials*, Testing and Design, ASTM STP 460, p. 160-169, American Society for testing of materials, PA, 1969.

28. Kaw, A.K., *Mechanics of composite materials*, CRC Press, New York, 2006.

29. Kesavan, A., Deivasigamani, M., John, S., Herszberg, I., *Damage detection in T-joint composite structures*, Elsevier, Composite structure, 2006.

[L]

30. Laird, G., Epstein, J., *Fracture Mechanics and Finite Element Analysis*, Mechanical Engineering, p. 69-73, 1992.

[M]

31. Marciuk, I., *Metode de analiza numerică*, Editura Academiei RSR, București, 1983.

32. Mocanu, C.I., *Rezistența Materialelor*, Ediția a 2-a completată și revizuită, Editura Zigotto, Galati, 2007.

[N]

33. Năstăsescu, V., *Metoda Elementelor Finite*, Editura Academiei Tehnice Militare, București, 1995.

34. Newman, J.C., Raju, I.S., *An Empirical Stress Intensity Factor Equation for the Surface Crack*, In: Engineering Fracture Mechanical, p. 185-192, 1981.

[O]

35. O'Brien, T.K., *Characterization of Delamination onset and Growth in a Composite Laminate*, in Damage in Composite Materials, ASTM STP 775, p. 140-167, PA, 1982.

36. Orowan, E., *Energy criteria of fracture*, Welding Journal, Res. Sup., 34(3): 157s-160s, 1955.

37. Owen, M.J., Bishop, P.T., *Prediction of static and fatigue damage and crack propagation in composite materials*, AGARD Conference Proceedings, 2000.

[P]

38. Pascariu, I., *Elemente finite - concepte și aplicații*, Editura Militară, București, 1985.

39. Peterson, R.E., *Stress Concentration Factors*, NY: J. Wiley & Sons, 1974.

40. Pipes, R.B., Pagano, N.J., *Interlaminar Stresses in Composite Laminates under Uniform Axial Extension*, Journal of Composite Materials, 4, p.255-259, 1971.

[R]

41. Reddy, J.N., *Mechanics of Laminated Composite Plates, Theory and Analysis*, CRC Press, 1997.
42. Reifsnider, K.L., Talug, A., *Analysis of fatigue damage in composite laminates*, International Journal Fatigue, 1980.

[S]

43. Scott, R.J., *Fiberglass Boat Design and Construction*, Society of Naval Architects and Marine Engineers, New Jersey, 1996.
44. Shokrieh, M.M., Lassard, L.B., *Progressive fatigue damage modeling of composite materials*, Part I and II, Journal of Composite Materials, 2000.

[T]

45. Talreja, R., *Fatigue damage evolution in composites a new way forward in modeling*, International Proceedings of the Second International Conference on Fatigue of Composite, Williamsburg, p. 9-12, 2000.
46. Tong, L., Mouritz, A.P., Bannister, M.K., *3D Fibre Reinforced Polymer Composites*, Elsevier Science Ltd, London, 2002.

[W]

47. Warrior, N.A., Pickett, A.K., Lourenco, N.S.F., *Mixed mode delamination – experimental and numerical studies*, Strain Composites Manufacture, 2003.
48. Wu, E.M., *Phenomenological anisotropic failure criterion*, Mechanics of Composite Materials, Academic Press Composite Materials vol. 2, p. 353-431, New York, 1974.

[Y]

49. Yao, W., Himmel, N., *A new cumulative fatigue damage model for fiber-reinforced plastic*, Composite Scientific Technology, 2000.

[Z]

50. Zako, M., Uetsuji, Y., Kurashiki, T., *Finite element analysis of damaged woven composite materials*, Composites Science and Technology, 2003.