

*UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ*

ing. DANIELA POPESCU

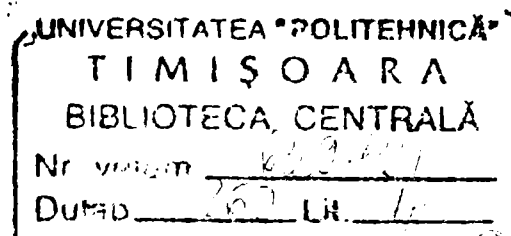
**STUDII SI CERCETARI
PRIVIND COMPORTAREA
MATERIALELOR COMPOZITE
LA SOLICITARI STATICE SI
VARIABILE**

TEZĂ DE DOCTORAT

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC

Prof. dr. ing.. IONEL DOBRE



TIMIȘOARA, 2001

PREFAȚĂ

Finalizarea unei teze de doctorat este un prilej de satisfacție și oferă posibilitatea bilanțului unei munci intense, desfășurată pe parcursul mai multor ani. În toți acești ani am avut șansa de a cunoaște și de a munci alături de mai mulți oameni deosebiți, către care mi se îndreaptă acum gândurile de recunoștință.

Mulțumesc

Domnului profesor Ionel DOBRE, de la Universitatea Politehnică din Timișoara, a cărui competență profesională, intuiție de cercetător și deschidere spre nou reprezintă pentru mine un model permanent.

Domnului profesor Emil CERNĂIANU, de la Universitatea din Craiova, pentru tactul și înțelegerea pe care mi-a arătat-o de câte ori a fost necesar și, mai ales, pentru ajutorul acordat în realizarea părții experimentale a lucrării.

Domnilor conferențiar Marian CIONTU, inginer Gabriel MILITARU și doamnei inginer Ileana NICOLAE, pentru ajutorul acordat în realizarea programelor de calcul.

Doamnei conferențiar Silvia Maria DIGĂ și domnilor conferențiar Mircea Dorian NIȚULESCU și lector Sergiu IVANOV, care m-au ajutat foarte mult în perioada de documentare bibliografică, înlesnindu-mi obținerea unor cărți și articole de ultimă oră, în domeniul studiat.

Doamnelor asistent Denisa RUȘINARU și Adclaida DUINEA, atât pentru sprijinul acordat la realizarea părților grafice ale lucrării, cât și pentru faptul că au fost alături de mine în zilele premergătoare redactării finale a tezei.

Domnului inginer Bogdan BĂLAȘA, de la INAS SA Craiova, pentru sprijinul oferit în efectuarea analizei cu element finit.

Mulțumesc familiei mele pentru toată înțelegerea și sprijinul acordat în această perioadă.

Ș.l.ing. Daniela Popescu

CUPRINS

1. INTRODUCERE GENERALĂ	
1.1. Scurt istoric_____	5
1.2. Stadiul actual și studiul critic al problemelor_____	7
2. CONTRIBUȚII LA DETERMINAREA CARACTERISTICILOR MECANICE ALE MATERIALELOR COMPOZITE STRATIFICATE ȘI ARMATE CU FIBRE	
2.1. Introducere_____	31
2.2. Metode de evaluare a caracteristicilor mecanice, pentru materiale compozite stratificate și armate cu fibre_____	32
2.2.1. Metode analitice_____	33
2.2.2. Metode numerice_____	42
2.2.3. Metode experimentale_____	42
2.3. Metodă pentru determinarea modului de elasticitate al compozitelor stratificate cu matrice polimeră armată cu țesături_____	44
2.4. Studiu asupra influenței forței tăietoare, la determinarea experimentală a modului de elasticitate_____	51
2.5. Metodă pentru determinarea modului de forfecare al compozitelor stratificate cu matrice polimeră armată cu țesături_____	54
3. CONTRIBUȚII PRIVIND RUPEREA UNOR MATERIALE COMPOZITE	
3.1. Introducere_____	57
3.2. Mecanismele ruperii la propagarea fisurii_____	57
3.3. Criterii de cedare_____	61
3.4. Un model numeric al creșterii secvențiale a fisurii, în compozitele stratificate_____	65
3.5. Influența concentratorilor de tensiune asupra comportării compozitelor stratificate armate cu țesături, supuse la sollicitări statice_____	72
4. CONTRIBUȚII PRIVIND DEZVOLTAREA FENOMENULUI DE DEGRADARE LA OBOSEALĂ ÎN UNELE MATERIALE COMPOZITE	
4.1. Introducere_____	80
4.2. Mecanismele degradării matricei_____	80
4.3. Mecanismele degradării fibrei_____	81
4.4. Mecanismele degradării interfeței_____	82

4.4. Mecanismele degradării interfeței	82
4.5. Mecanismele degradării la oboseală prin încovoiere plană, în compozitele stratificate armate cu țesături	82
4.5.1. <i>Descrierea mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere plană</i>	82
4.5.2. <i>Studiul influenței concentratorilor de tensiune asupra comportării la oboseală prin încovoiere plană a compozitelor stratificate, cu matrice polimeră armată cu țesături</i>	86
4.5.2.1. <i>Determinări experimentale</i>	87
4.5.2.2. <i>Analiza cu element finit a tensiunilor și deformațiilor</i>	94
4.6. Mecanismele degradării la oboseală prin răsucire, în compozitele stratificate armate cu țesături	117
4.6.1. <i>Descrierea mașinii de încercat la oboseală prin răsucire</i>	117
4.6.2. <i>Studiul influenței concentratorilor de tensiune asupra comportării la oboseală prin răsucire a compozitelor stratificate, cu matrice polimeră armată cu țesături</i>	120
4.7. Mecanismele degradării la oboseală combinată de încovoiere și răsucire	123
4.7.1. <i>Descrierea mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere și răsucire</i>	123
4.6.2. <i>Studiul influenței concentratorilor de tensiune asupra comportării la oboseală combinată de încovoiere și răsucire a compozitelor stratificate, cu matrice polimeră armată cu țesături</i>	125
5. CONTRIBUȚII PRIVIND MODELAREA DEGRADĂRII LA OBOSEALĂ ÎN UNELE MATERIALE COMPOZITE	
5.1. <i>Introducere</i>	131
5.2. <i>Modelarea degradării fibrei</i>	131
5.3. <i>Modelarea degradării matricii și interfeței</i>	133
5.4. <i>Un model al degradării la oboseală prin încovoiere plană a compozitelor stratificate, cu matrice polimeră armată cu țesături</i>	134
6. CONCLUZII FINALE	140
BIBLIOGRAFIE	153
LISTA NOTAȚIILOR	159
ANEXE	

CAPITOLUL I

INTRODUCERE GENERALĂ

1.1 Scurt istoric

Lumea compozitelor are un înalt răsunset în cercurile științifice moderne dar, folosirea rezistenței ridicate a fibrelor și fixarea lor într-o matrice dintr-un material ieftin este, probabil, mai veche decât roata.

Drumul Procesional, în vechiul Babilon, a fost făcut din bitum ranforsat cu plăci de paie. Paiele și părul cailor au fost folosite la ranforsarea cărămizilor de nămol, cu cel puțin cinci mii de ani în urmă. Hârtia este un compozit, la fel betonul armat și ambele erau cunoscute de vechii romani. De altfel, aproape toate materialele naturale, care trebuie să suporte sarcini (lemnul, oasele, mușchii) sunt materiale compozite.

Industria compozitelor este totuși nouă. Ea s-a dezvoltat rapid în ultimii treizeci de ani, în urma unei intense cercetări a acestui domeniu.

În continuare sunt prezentate câteva momente , considerate semnificative, în evoluția cunoașterii comportării materialelor compozite la rupere și oboseală.

1948 - Gurney și Pearson [COO_2] observă că, pentru apariția fenomenului de oboseală, este necesară apariția deformației plastice și dezvoltarea ei în timpul fiecărui ciclu de tensiune.

1964- Bohler publică rezultatele experiențelor sale asupra solicitării la tracțiune ciclică a maselor plastice armate cu fibre de sticlă [FUJ_1].

1966 - Ham și Place arată că în materialele cu matrice metalică este posibil, uneori, ca fisurile de oboseală în matrice să producă o concentrare a tensiunilor, suficient de mare pentru a atrage ruperea fibrelor [COO_2].

- Baker, Mason și Cratchley ajung la concluzia că fibrele singulare de silică, îmbrăcate în manta de aluminiu suferă la oboseală, pe când aceleași fibre ranforsate în matrice metalică nu obosec [COO_2].

1967 - **Hegepeth și Van Dyke** [BEA_1] dezvoltă și aplică asupra compozitelor tridimensionale, calculul concentrării tensiunilor dinamice.

1968 - **Owen și Smith** demonstrează dependența duratei de viață la oboseală a maselor plastice ranforsate, de amplitudinea și valoarea medie a tensiunii [COO_2].

1969 - **Smith și Owen** [COO_2] demonstrează că toate compozitele cu fibre scurte sau cu ranforsare haotică sunt susceptibile de oboseală.

- **Ficher** dezvoltă teoria "decalajului transversal", luând în considerare golurile diferitelor tipuri de material [BEA_1].

1970 - **Lockett** demonstrează că teoria "decalajului transversal" dă rezultate bune atunci când raportul modulelor celor două faze este mare sau fracțiunea de volum a fibrelor este mare [BEA_1].

- **Owen și Morris** [FUJ_1] demonstrează că, atunci când distrugerea matricei nu conduce la distrugerea fibrelor și în compozit există un număr suficient de mare de fibre care să preia sarcina maximă aplicată, efectul oboselii este foarte mic.

1971 - **Beaumont și Haris** [COO_2] constată că efectul oboselii este nul, în compozitele unidirecționale din fibre de sticlă ranforsate în rășină, la un număr de cicluri mai mare de 10^6 .

- **Aveston, Cooper și Kelly** publică un studiu asupra ruperii singulare și multiple [BEA_1].

1972 - **Broutman și Sahu** elaborează o teorie a estimării degradării cumulative în compozitele cu fibre de sticlă ranforsate în matrice din material plastic [TAL_1].

1977 - **Chaboche** găsește ecuațiile comportării vâscoplastice a materialelor anizotrope, la încărcări ciclice [BEA_1].

- **Garret și Bailey** [COO_2] studiază ruperea multiplă care apare în laminatele sticlă/poliester, cu pliuri la 90 de grade.

1979 - **Chaboche** definește conceptul de tensiune efectivă, aplicat comportării elastice și vâscoplastice a materialelor anizotrope [BEA_1].

1982 - **Osgood** [TAL_1] publică un manual de proiectare a structurilor compozite, care lucrează sub sarcini de oboseală.

- **Highsmith și Reifsnider** [REI_1] studiază mecanismele reducerii rigidității în compozitele laminate, supuse la încărcări ciclice.

1983 - **Ladeveze** elaborează o teorie a degradării materialelor anizotrope [BEA_1].

- **Reifsnider** realizează un model al cumulării degradării în materialele compozite [REI_1].

1984 - Wang, Chou și Lei realizează un model stohastic al creșterii fisurilor matriciei, în compozitele laminate [BEA_1].

1985 - Curtis și Moore [BEA_1] realizează o comparație între comportarea la oboseală a compozitelor armate cu țesătură și a celor armate cu fibre.

1987 - Talreja publică rezultatele cercetărilor sale asupra oboselii compozitului unidirecțional sticlă/epoxy, aducând importante contribuții în elucidarea mecanismelor degradării și construirii diagramelor rezistenței la oboseală [TAL_1].

1988 - Laws și Dvorak [BEA_1] studiază propagarea fisurii transversale, în compozitele laminate.

1989 - Curtis studiază comportarea la oboseală a materialelor compozite cu matrice organică [BEA_1].

1990 - Stinchomb publică rezultatele cercetărilor sale asupra comportării la oboseală a compozitelor laminate [BEA_1].

1991 - Thionett [THI_1] elaborează un model al degradării structurilor compozite stratificate, încărcate cu sarcini evasistatice și ciclice.

1992 - Davies și Benzeggagh publică un studiu asupra aplicabilității teoriilor mecanicii ruperii în evaluarea ruperii materialelor compozite [REI_1].

1993 - Renard, Favre și Jeggy studiază influența fisurării transversale asupra comportării laminei și introduc variabilele caracteristice degradării [REI_1].

1996 - Henaff-Gardin și Lafarie-Frenot descriu legea de evoluție a fisurii de oboseală în compozitele stratificate [HEN_1].

1997 - Reifsnider pune bazele unei structuri filozofice de interpretare a fenomenului de oboseală în materialele compozite [REI_1].

1.2. Stadiul actual și studiul critic al problemelor

x

Performanțele tot mai înalte cerute structurilor de rezistență în general, dar mai ales celor destinate aeronauticii și aplicațiilor militare, impun acestora condiții foarte severe în timpul funcționării. Ca urmare, apar tot mai frecvent situații în care materialele tradiționale nu pot satisface în totalitate aceste cerințe, fiind necesară utilizarea de materiale noi, cu calități deosebite.

Au apărut astfel, materialele compozite care reprezintă o nouă clasă de materiale și, totodată, trecerea la un nou concept de proiectare, care dă posibilitatea realizării materialului astfel încât acesta să satisfacă cerințele funcționale ale structurii.

Materialele compozite sunt create pentru a răspunde unor cerințe deosebite în ceea ce privește rezistența mecanică și rigiditatea, rezistența la coroziune, rezistența la acțiunea agenților chimici, greutate scăzută, stabilitate dimensională, rezistență la solicitări variabile, șoc și uzură, proprietăți izolatoare, etc.

Principalul avantaj al acestor materiale este raportul ridicat dintre rezistența și greutatea lor volumică. Aceste caracteristici nu numai că au asigurat utilizarea pe scară largă a materialelor compozite, dar au stimulat cercetările pentru descoperirea unor noi tipuri de materiale, cu proprietăți îmbunătățite.

Apariția acestor materiale și utilizarea lor în realizarea unor structuri de rezistență a impus atât determinarea caracteristicilor elastice și de rezistență ale compozitelor, cât și efectuarea unor calcule de rezistență, diferite de la un material la altul.

Interesul deosebit pentru aceste materiale a crescut enorm în ultimii ani, dovadă fiind numeroasele conferințe și simpozioane organizate pe această temă, în țară și la nivel mondial.

xx

"Școala românească de Compozite" prezintă lucrări remarcabile privind teoria comportării mecanice a materialelor compozite și aplicațiile ei la diverse situații concrete. Nu încerc să fac o prezentare exhaustivă, deoarece nu intră în preocupările tezei și nici nu am suficiente informații, dar voi aminti câteva nume pe baza lucrărilor pe care le-am avut la dispoziție: E. ALĂMOREANU [ALĂ_1] [ALĂ_2], N. CRISTESCU [CRI_1], I. DOBRE, P. CHELU [DOB_1] [DOB_2] [DOB_3] [DOB_4], C. DUMITRAȘ [DUM_1], S. IONESCU, ȘT. ISPAS [ISP_1], M. MIHALCU [MIH_1], D. NISTOR, C. OPRAN [OPR_1].

Deși rezultatele fundamentale au fost obținute deja, cercetările în acest domeniu sunt deosebit de intense, căutându-se noi soluții analitice, noi formulări în spații din ce în ce mai generale și mai recent, noi modele de analiză numerică utilizând metoda elementului finit.

Pentru a fixa noțiunile fundamentale și notațiile folosite în continuare, sintetizez în acest paragraf ecuațiile fundamentale ale legilor fizice care descriu comportarea materialelor compozite stratificate și armate cu fibre. Sub sarcină, materialele compozite pot fi considerate ca fiind corpuri liniar-elastice, deci relațiile dintre tensiuni și deformațiile specifice sunt cele corespunzătoare legii lui Hooke [BOR_1], [GAY_1], [TSA_1], [VAS_1].

1. Legea lui Hooke generalizată, se scrie sub forma:

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\epsilon\} \quad (\text{tensiuni-deformații}) \quad (1.1)$$

Prin inversarea relației (1.1) se obține:

$$\{\varepsilon\} = [S] \cdot \{\sigma\} \quad (\text{deformații-tensiuni}) \quad (1.2)$$

unde $\{\sigma\}$ este tensorul tensiunilor, $\{\varepsilon\}$ este tensorul deformațiilor, $[D]$ reprezintă matricea de elasticitate, iar $[S]$ este matricea complianțelor, obținută prin inversarea matricei de elasticitate.

2. Relațiile dintre deformațiile specifice și deplasări, sunt:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}; \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}; \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}; \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}; \gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}. \quad (1.3)$$

unde u, v, w sunt componentele vectorului deplasare după direcțiile x, y și z .

Prin urmare, pentru caracterizarea unui material elastic, omogen și anizotrop, în cazul cel mai general, sunt necesare 21 de constante elastice independente. Un astfel de material se mai numește și material triclinic.

Dacă materialul prezintă o simetrie în raport cu un plan normal la o direcție principală, pentru determinarea relației dintre tensiuni și deformațiile specifice sunt necesare 13 constante elastice și materialul este cunoscut sub denumirea de material monoclinic.

Dacă materialul prezintă două plane de simetrie, ortogonale între ele, se numește ortotrop. Comportarea elastică a unui asemenea material este descrisă de 9 constante elastice independente [ALĂ_1].

Când, în orice punct al materialului, există un plan în care proprietățile mecanice sunt aceleași pe toate direcțiile, acest material se numește ortotrop, cu izotropie transversală. Din această clasă pot fi admise că fac parte unele materialele compozite stratificate armate cu fibre. Matricea de elasticitate conține 5 constante elastice independente și se obține particularizând matricea de elasticitate a materialului ortotrop, după cum urmează:

$$E_2 = E_3; \quad G_{12} = G_{13}; \quad \nu_{12} = \nu_{13}. \quad (1.4)$$

Legea lui Hooke generalizată, scrisă dezvoltat pentru un material ortotrop, în raport cu axele sale de ortotropie are următoarea formă [GAY_1]:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= \frac{1}{E_1} \sigma_{11} - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_{22} - \frac{\nu_{31}}{E_3} \sigma_{33}; & \varepsilon_{22} &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_{11} + \frac{1}{E_2} \sigma_{22} - \frac{\nu_{32}}{E_3} \sigma_{33}; \\ \varepsilon_{33} &= -\frac{\nu_{13}}{E_1} \sigma_{11} - \frac{\nu_{23}}{E_2} \sigma_{22} + \frac{1}{E_3} \sigma_{33}; & \gamma_{23} &= \frac{1}{G_{23}} \tau_{23}; & \gamma_{31} &= \frac{1}{G_{31}} \tau_{31}; & \gamma_{12} &= \frac{1}{G_{12}} \tau_{12}. \end{aligned} \quad (1.5)$$

În această situație, sunt satisfăcute condițiile:

$$\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2}; \quad \frac{\nu_{13}}{E_1} = \frac{\nu_{31}}{E_3}; \quad \frac{\nu_{23}}{E_2} = \frac{\nu_{32}}{E_3}. \quad (1.6)$$

După cum se observă, în cazul general, caracterizarea unui material ortotrop impune cunoașterea a nouă constante elastice independente.

Când materialul este modelat sub forma unei plăci plane (modelare în plan), rămân patru constante elastice independente ($E_1, E_2, \nu_{12}, G_{12}$).

XXX

Literatura consacrată studiului materialelor compozite este deosebit de bogată. Pe lângă numeroasele articole apărute în revistele de mecanică aplicată, de fizică sau de chimie, există și multe publicații periodice destinate integral acestui domeniu, fapt explicabil nu numai prin importanța și extinderea folosirii materialelor compozite, ci mai ales prin complexitatea problemelor de rezolvat.

Un interes aparte este acordat, în cadrul acestor lucrări, calculelor de rezistență ale structurilor realizate din materiale compozite, determinării degradărilor ce pot apărea sub sarcină statică și cíclică și a efectului lor asupra capacității portante a structurilor. Acestea reprezintă numai o parte din aspectele abordate în ultimul timp de către cercetătorii în domeniu, multitudinea lucrărilor apărute demonstrând că problemele sunt departe de a fi rezolvate. De aceea, orice lucrare științifică privitoare la materialele compozite este binevenită.

Actualitatea acestui domeniu reiese și din studiul bibliometric efectuat asupra lucrărilor parcurse pe perioada pregătirii doctoratului, care pune în evidență faptul că cele mai multe dintre lucrările studiate au apărut în ultimii ani.

Din bibliografia prezentată în lucrare am selectat următoarele domenii principale de preocupări:

I). STUDII TEORETICE - ANALITICE PRIVIND CALCULUL STRUCTURILOR DIN MATERIALE COMPOZITE: [ALĂ_1], [ALĂ_2], [ASH_1], [BOR_1], [CHR_1], [COO_1], [CRI_1], [DON_1], [FAR_1], [FUJ_1], [GAY_1], [ISP_1], [JOS_1], [KOR_1], [LAZ_1], [LEI_1], [MAN_1], [MAZ_1], [RED_2], [RUS_1], [SAN_1], [TEO_1], [TEO_2], [UDR_1], [VAS_1], [ZHA_1].

II). CERCETAREA COMPORTĂRII LA RUPERE: [ARO_1], [BEA_1], [BYR_1], [COO_3], [EVA_1], [FLA_1], [FIN_1], [GOS_1], [GRA_1], [GRA_2], [JU_1], [KEN_1], [LIU_1], [OPR_1], [RED_1], [THA_1].

III). STUDIUL MECANISMELOR DEGRADĂRII LA OBOSEALĂ: [ALL_1], [BEN_1], [COU_1], [DAV_1], [GAM_1], [GRE_1], [HAB_1], [JOH_1], [JUD_1], [KEN_1], [LEV_1], [MAS_1], [POZ_1], [REI_1], [REY_1], [ROU_1], [SCH_1], [SIC_1], [SOL_1], [SOR_1], [TAL_1], [XI_1].

IV). CRITERII ALE PROPAGĂRII FISURII DE OBOSEALĂ: [BAR_1], [BAR_2], [COT_1], [COO_1], [HEN_1], [HE_1], [HOJ_1], [SIC_1], [VAS_2].

V). STUDIUL REZISTENȚEI ȘI DURATEI DE VIAȚĂ LA OBOSEALĂ: [FER_1], [FUJ_1], [HOF_1], [TAL_1].

VI). MODELAREA MATEMATICĂ A DEGRADĂRII LA OBOSEALĂ: [CAR_1], [DEL_1], [FEN_1], [GAM_1], [HEN_1], [LES_1], [SED_1], [THI_1], [VRE_1].

Evident, nu se poate face o demarcație clară de preocupări între aceste lucrări, multe din ele cumulând rezultate din mai multe domenii. În tematica de mai sus s-a încadrat tendința dominantă a lucrării.

În continuare, se vor analiza câteva lucrări mai importante din unele domenii în ideea de a ilustra tendințele actuale și de a justifica abordarea capitolelor prezentate în această lucrare și a rezultatelor obținute.

Având în vedere faptul că, în cadrul acestei lucrări, au fost studiate diferite aspecte referitoare la comportarea compozitelor stratificate armate cu fibre, categoria cea mai utilizată în lume, lucrările analizate vizează, în speță, această categorie de materiale.

I. STUDII ANALITICE

Studiile teoretice întâlnite în literatură sunt legate, în general, de formularea ecuațiilor constitutive și a relațiilor de calcul a tensiunilor și deformațiilor pentru structurile din materiale compozite. Cu mențiunea că, în paragraful precedent, am trecut în revistă ecuațiile fundamentale care descriu comportarea materialelor compozite stratificate (materiale care au fost studiate în cadrul acestei teze), în continuare se vor prezenta câteva exemple de lucrări reprezentative.

- Pentru studiul plăcilor stratificate armate cu fibre, GAY [GAY_1] utilizează următoarele ipoteze: a) stratificatele se consideră plăci subțiri, de grosime constantă, deci modelul este bidimensional; b) stratificatele au în componența lor lamine ortotrope, paralele, perfect lipite unele de altele deci, în puncte situate de o parte și de alta a interfeței deplasările și tensiunile sunt egale; c) fiecare lamină are o comportare liniar elastică și se află în stare plană de tensiuni; d) deformațiile și deplasările sunt mici.

Cu ajutorul relațiilor constitutive, Gay realizează un calcul al tensiunilor care apar în grupuri de lamine de același tip din componența stratificatului, iar prin aplicarea criteriilor de rezistență Tsai - Hill și Tsai - Wu stabilește dacă stratificatul solicitat la întindere - compresiune monoaxială sau biaxială, rezistă sau nu.

Calculul prezentat de Gay este efectuat pe un stratificat având o alcătuire particulară, acesta fiind realizat din lamine cu fibre orientate la 0° , 90° , $\pm 45^{\circ}$, cu simetrie tip oglindă și cu proporții egale ale laminelor orientate la $\pm 45^{\circ}$.

Dezavantajul acestei metode de studiu este acela că, prin aplicarea ei, nu se pot obține decât tensiunile existente în planul laminelor, dar nu și cele interlaminare.

- J.N.REDDY prezintă în [RED_2] calculul analitic al plăcilor plane și învelișurilor realizate din materiale compozite stratificate și armate cu fibre. Sunt propuse și dezvoltate mai multe teorii și anume:

- Teoria clasică a plăcilor (classical plate theory - CPT)

Câmpul deplasărilor în teoria clasică a plăcilor este considerat ca fiind de forma:

$$\begin{aligned} u_1(x, y, z, t) &= u(x, y, t) + z\varphi_1(x, y, t); \\ u_2(x, y, z, t) &= v(x, y, t) + z\varphi_2(x, y, t); \\ u_3(x, y, z, t) &= w(x, y, t), \end{aligned} \quad (1.7)$$

unde (u, v, w) reprezintă deplasările pe direcțiile x, y, z , ale unui punct $(x, y, 0)$ din planul median al compozitului, iar (φ_1, φ_2) sunt rotirile în jurul axelor x și y : $\varphi_1 = -\partial w / \partial x$ și $\varphi_2 = -\partial w / \partial y$.

- Teoria de ordinul întâi a plăcilor

Câmpul deplasărilor are forma (1.7), singura deosebire fiind aceea că, potrivit acestei teorii, sunt luate în considerare efectele forfecării.

- Teorii mixte (hibride) și teorii de ordin superior

Aceste teorii au la bază teoriile anterioare, pentru câmpul deplasărilor fiind propuse polinoame de ordin superior. Cu ajutorul lor, în urma unor calcule laborioase, pot fi determinate tensiunile din fiecare lamină a compozitului, dar nu poate fi efectuat studiul interlaminar al plăcii.

- JOSHI și MURPHY formulează și soluționează în [JOS_1] problema deformației elastice mari a membranei compozite, pornind de la membrana inițial plană și dezvoltând o metodă de calcul numeric cu mare stabilitate, acuratețe și ușor de implementat pe un computer IBM. Rezultatele obținute sunt comparate cu rezultatele obținute prin alte două metode și anume: metoda elementului finit și metoda energetică.
- În lucrarea [ALĂ_2], autorii au prezentat sinteza cercetărilor efectuate în Catedra de Rezistența materialelor din Universitatea "Politehnica" București, asupra comportării mecanice a barelor și plăcilor din materialele compozite.

Această lucrare este foarte valoroasă deoarece prezentarea ecuațiilor constitutive este însoțită de fiecare dată de exemple de calcul și rezultate experimentale.

- O lucrare interesantă prezintă R. CHRISTENSEN, ș.a. [CHR_1] care dezvoltă o teorie dimensional constitutivă a compozitelor laminate.
- În lucrarea [VAS_1], V. V. Vasiliev a sintetizat și a prezentat caracteristicile fizico-mecanice ale compozitelor unidireționale și metodologia de calcul a acestora.
- În lucrarea lui R.M. JONES, citată în [ALĂ_1] și intitulată "Mechanics of Composite Materials" (New York, 1975) sunt prezentate metodele pentru estimarea proprietăților elastice ale materialelor compozite.

II. COMPORTAREA LA RUPERE

Lucrările publicate până în prezent și care vizează acest aspect al materialelor compozite se referă, în principal, la influența proprietăților globale ale materialului asupra ruperii acestuia, micromecanica ruperii, teorii ale ruperii macroscopice și aspecte statistice ale ruperii.

- BEAUMONT, SCHULTZ și FRIEDRICH [BEA_1] prezintă o sinteză a principalelor proprietăți globale ale materialului compozit, care afectează atât comportarea sa la rupere, cât și modul în care se realizează această influență. Aceste proprietăți sunt: natura materialului matricei, ductilitatea relativă a celor două faze, rezistența, fracțiunea de volum și lungimea fibrelor.

În urma acestor studii, ei au ajuns la concluzia că fibrele scurte vor avea totdeauna o rezistență mai mică decât cele lungi, raportul dintre lungimea critică de transfer a fibrei și diametrul acesteia putând fi un parametru uzual în descrierea rezistenței la rupere a compozitelor și în estimarea lucrului mecanic de rupere al acestora.

De asemenea, ei au pus în evidență mecanismele ruperii în compozitele cu fibre, arătând că în timpul încărcării monotone a acestora apar fenomene ca ruperea fibrelor, desprinderea și smulgerea lor, deformarea plastică a fibrelor și matricei, fisurarea multiplă a matricei și ruperea multiplă a fibrelor.

În urma cercetărilor efectuate asupra ordinii de apariție și evoluție a acestor fenomene s-a desprins concluzia că, în compozitele cu fibre continue fragile, distrugerea locală se inițiază prin ruperea fibrelor în planurile transversale aplicării tensiunii, în timp ce în compozitele cu fibre scurte, ruperea fragilă a fibrei este doar unul din cele câteva modele posibile de rupere. Pentru ambele tipuri de compozite însă, energia disipată când fibrele se rup este egală cu diferența dintre lucrul mecanic de deformare elastică a fibrei și energia elastică transferată matricei, adică [BEA_1]:

$$W_r = \frac{\pi d^2 \sigma_f^2 l_c}{8E_f} - \frac{\pi d^2 \sigma_f^2 l_c}{24E_f} = \frac{\pi d^2 \sigma_f^2 l_c}{12E_f} = \frac{\pi d^3 \sigma_f^3}{24E_f \tau_f} \quad (1.8)$$

unde: d - diametrul fibrei ; σ_f -tensiunea ultimă la întindere a fibrei ; τ_f -tensiunea de frecare tangențială în timpul alunecării post- desprindere a fibrei ; l_c -lungimea de transfer (critică)a fibrei ; E_f -modulul de elasticitate longitudinal al fibrelor.

Un alt mecanism care conduce la degradarea compozitului este desprinderea fibră-matrice, care precede smulgerea fibrelor. Odată inițiată, fisura de desprindere se propagă pe toată lungimea l a fibrei. Lucrul mecanic de desprindere este produs de sarcina P_d asociată cu tensiunea critică de desprindere ($P_d = \pi d^2 \sigma_d / 4$) și deplasarea elastică u_x ($u_x = \epsilon_x l = \sigma_d l / E_f$). Dacă se neglijează rezistența de frecare a matricei la contracția elastică a fibrei, lucrul mecanic de desprindere se calculează cu relația:

$$W_d = \frac{\pi d^2 \sigma_d^2 l}{4E_f} \quad (1.9)$$

iar condiția de propagare a fisurii de desprindere este ca forța axială să fie mai mare decât forța de desprindere, adică:

$$\frac{\pi d^2 \sigma_f^0}{4} > \frac{\pi d^2 \sigma_d}{4} \quad (1.10)$$

În cazul în care se ține cont de rezistența de frecare a matricii la contracția elastică a fibrei, pentru ca fisura de desprindere să-și continue propagarea trebuie ca forța axială să fie mai mare decât suma forțelor de desprindere și de frecare a matricii. Prin urmare, condiția de propagare a fisurii de desprindere este în acest caz:

$$\frac{\pi d^2 \sigma_f^0}{4} > \frac{\pi d^2 \sigma_d}{4} + \pi d x_{max} \tau_s \quad (1.11)$$

unde: x_{max} , este lungimea maximă de propagare a fisurii și τ_s , reprezintă tensiunea tangențială care apare datorită frecării dintre fibre și matrice.

Când o fibră desprinsă se rupe la distanța l_p , dedesubtul suprafeței fisurii matricii, apare smulgera fibrei și lucrul mecanic total al smulgerii este:

$$W_s = \frac{\pi d \tau \ell_p^2}{2} \quad (1.12)$$

Un alt mecanism care poate conduce la ruperea compozitelor cu fibre este deformarea plastică a fibrei. Dacă fibra este orientată pe direcția de încărcare, înaintea ruperii fibrele se vor deforma pe o anumită distanță. Dacă fibra este orientată oblic față de direcția de încărcare, ea se va îndrepta în timpul procesului de smulgere, consumând un lucru mecanic suplimentar. Astfel, lucrul mecanic de deformare plastică a fibrei și de îndreptare a ei este:

$$W_{dp} = \frac{\pi d^2 \ell_p \tau_y \text{tg}\theta}{16} \quad (1.13)$$

Tabelul 1.1 Lucrul mecanic de rupere determinat pentru câteva tipuri de structuri compozite [BEA_1]

Material	Lucrul mecanic de rupere [kJ/m ²]
Fibre de carbon/Rășină epoxidică	48
64% Fibre de carbon/36% Fibre de sticlă/ Rășină epoxidică	75
Fibre de sticlă/ Rășină epoxidică	148
Fibre de carbon/ Poliester	70
64% Fibre de carbon/36% Fibre de sticlă/ Poliester	118
Fibre de sticlă/ Poliester	132

În sfârșit, un ultim mecanism care poate conduce la ruperea compozitelor și care a fost pus în evidență de autorii acestei lucrări este acela al deformației plastice a matricii.

În scopul validării relației analitice propusă pentru determinarea lucrului mecanic total de rupere ei au efectuat determinări experimentale asupra mai multor tipuri de structuri compozite.

Rezultatele obținute sunt prezentate în Tabelul 1.1 [BEA_1].

- FINN și SPRINGER [FIN_1] propun un model analitic al delaminărilor produse de sarcini laterale statice sau de impact. Modelul se bazează pe următoarele ipoteze: delaminările se produc numai la interfețele adiacente unui strat în care s-au produs fisuri longitudinale (paralele cu fibrele) și fisurile matricii trebuie să se deschidă pentru a se produce delaminarea.

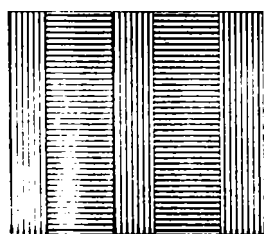
Se consideră că delaminările se pot produce la solicitări de încovoiere, răsucire sau forfecare locală, contând foarte mult poziția stratului fisurat în ansamblul compozitului.

Delaminările importante se produc în special între straturile aflate pe partea opusă aplicării sarcinii. Pentru evaluarea ariei pe care se produc, se iau în considerare energiile de deformație ale straturilor fisurate aflate deasupra sau dedesubtul zonei delaminate și se compară cu energia necesară delaminării. Se ține seama și de contactul din zona de aplicare a sarcinii.

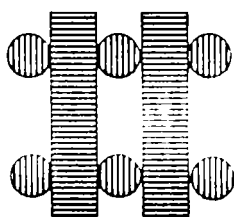
Ecuatiile care descriu acest model, incluse într-un program de calcul, permit estimarea încărcărilor care inițiază delaminarea, precum și localizarea, forma și mărimea sa acesteia.

- COOPER, KELLY și CURTIS, citați în [BEA_1] au studiat modelul bidimensional al deformării plastice a matricii propunând, totodată, un model computerizat al acestui proces (Fig.1.1).

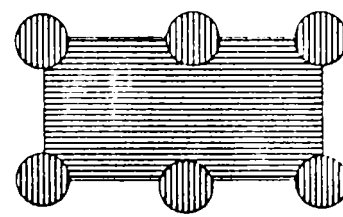
- GERBERICH, citat în [BEA_1], a demonstrat că modelul bidimensional (Fig.1.1.a) este limitat și un model mai bun se poate obține printr-un aranjament tridimensional al fibrelor (Fig.1.1.b)



a) modelul bidimensional



b) modelul tridimensional restrictiv



c) modelul tridimensional semi-restrictiv

Fig.1.1. Modelele deformării plastice a matricii

Deficiența acestui model constă în existența unui spațiu în matrice prin care, în mod evident, nu trece deformația plastică.

- PIGGOTT, citat în [BEA_1], a elaborat un model mult mai realist numit modelul tridimensional restrictiv, în care deformația plastică este limitată de vecinătatea interfeței fibră-matrice (Fig.1.1.c).

- FLANAGAN [FLA_1] propune un program de calcul denumit TTSS (Through Thickness Striteling and Shear - alungire și forfecare pe grosime) pentru un calcul cu grad ridicat de precizie al forțelor ce pot delamina compozitele stratificate, precum și viteza de eliberare a energiei de deformație, pentru estimarea extinderii delaminărilor deja existente. Modelul teoretic include plăci în

teorii de ordin superior, ale căror ecuații sunt rezolvate exact, în ipoteza unor deplasări ce variază liniar pe grosime.

- THANGJITHAM și CHOI [THA_1] studiază problema ruperii interlaminare într-un stratificat supus unei stări plane de tensiuni, în cadrul teoriei elasticității materialelor anizotrope. Autorii rezolvă această problemă de condiții la limită mixte folosind tehnica transformatelor integralelor Fourier și formularea matriceală a rigidităților. Se ajunge la un sistem de ecuații integrale, sistem singular Cauchy de speța întâi. Ulterior, se calculează factorul de intensitate al tensiunilor folosind soluțiile acestui sistem de ecuații.
- Modelele lui GRADY și SUN [GRA_1], GOSSE și MORI [GOS_1], GRADY și DE PAOLA [GRA_2] furnizează o estimare a creșterii delaminării, însă cer în prealabil o cunoaștere precisă a numărului și localizării delaminărilor.
- Modelul lui LIU [LIU_1] arată efectul neconcordanței rigidității la încovoiere a straturilor adiacente zonei delaminate.

III. MECANISMELE DEGRADĂRII LA OBOSEALĂ

Numeroase cercetări experimentale efectuate asupra compozitelor, desigur cu diferite tipuri de componente, au arătat existența a diferite mecanisme ale degradării.

- TALREJA [TAL_1] a arătat că, atunci când solicitarea de oboseală se face cu o sarcină paralelă cu fibrele, mecanismele de degradare pot fi: a) ruperea fibrei, desprinderea interfeței (Fig.1.2.a); b) fisurarea matricii (Fig.1.2.b.); c) distrugerea interfeței prin forfecare (Fig.1.2.c).

Ruperea fibrei apare la tensiuni care depășesc rezistența fibrei slăbite și cauzează apariția unei concentrări a tensiunilor de forfecare în interfață, în vecinătatea fibrei rupte. Interfața se poate distruge, conducând la desprinderea fibrei de matricea înconjurătoare. Suprafața de desprindere acționează ca un concentrator de tensiuni. Mărimea tensiunii de întindere poate depăși tensiunea de rupere a matricii, conducând la fisurarea transversală a acesteia, apoi fisura se propagă sub sarcina de oboseală, devenind o macrofisură care atacă interfața, unde tensiunile de forfecare pot cauza propagarea în continuare, prin alunecare, conducând la distrugerea progresivă a interfeței.

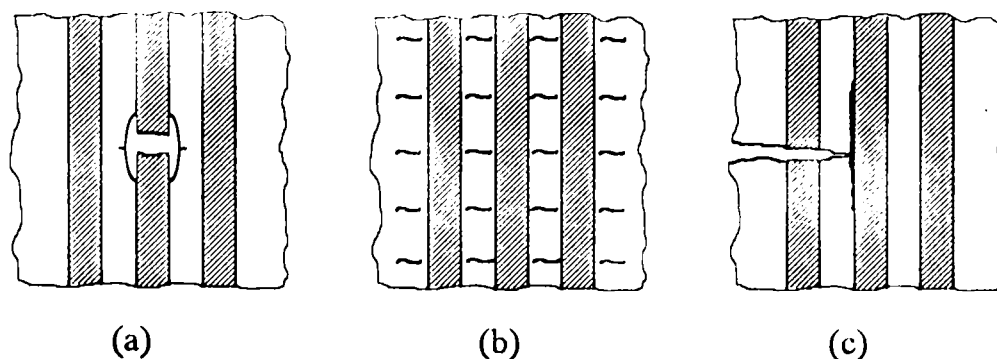


Fig.1.2 Mecanismele degradării la oboseală în compozitele unidirecționale aflate sub sarcină paralelă cu fibrele: a) ruperea fibrei, desprinderea interfeței; b) fisurarea matricii; c) distrugerea interfeței prin forfecare.

• OWEN și DHARAN, [TAL_1] au demonstrat că, deși cele trei tipuri de mecanisme de degradare pot apare simultan, totdeauna, există un mecanism dominant care conduce la distrugere. În cazul în care sarcina este aplicată înclinat față de direcția fibrelor, mecanismele predominante de degradare la oboseală sunt cele din figura 1.3.

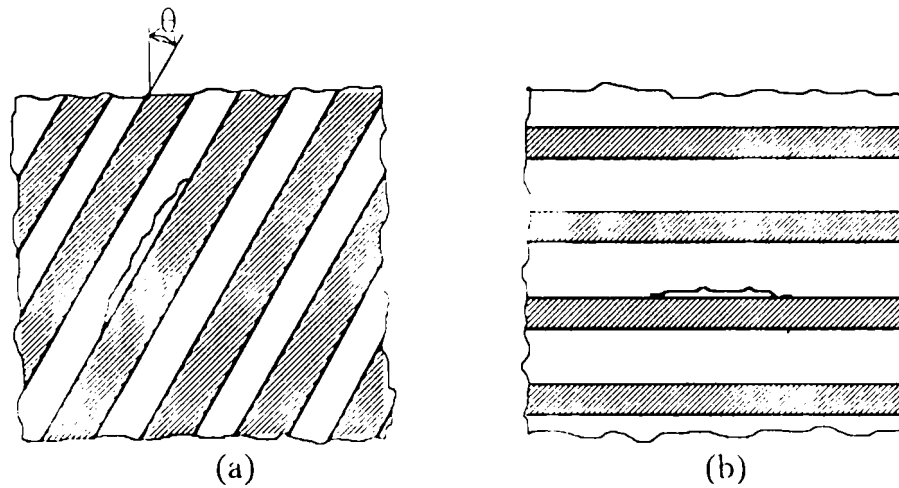


Fig.1.3. Mecanismele degradării la oboseală în compozitele unidirecționale aflate sub sarcină înclinată față de direcția fibrelor: a) modul combinat de creștere a fisurii (deschidere și alunecare, $0^\circ < \theta < 90^\circ$); b) modul de creștere a fisurii prin deschidere (desprinderea transversală a fibrelor, $\theta = 90^\circ$) [TAL_1].

Pentru unghiuri de înclinare $0 < \theta < 90^\circ$, vârful unei fisuri inițiate în matrice va fi supus la două componente ale deplasării: una de deschidere, normală la fibre și una de alunecare, paralelă cu fibrele (fig.1.3.a.).

Valoarea limită a deplasării vârfului fisurii, sub care nu apare creșterea acesteia, depinde de unghiul de înclinare. Pentru o deformație aplicată dată, componenta de deschidere a deplasării vârfului fisurii va crește cu unghiul de înclinare. Pentru un unghi de înclinare $\theta = 90^\circ$, când sarcina aplicată este normală la fibre, creșterea fisurii apare prin deschidere (fig.1.3.b). Acest mod de distrugere va conduce la desprindere la nivelul interfeței, procesul fiind denumit uzual "desprinderea transversală a fibrei".

Mecanismele degradării în compozitele laminate, cu pliuri înclinate, au la bază observațiile făcute în cazul compozitelor unidirecționale, încărcate la oboseală cu o sarcină înclinată față de direcția fibrelor, la care se adaugă delaminarea, care este cauzată de tensiunile interlaminare active, în stratul de matrice dintre pliurile înclinate. Astfel, delaminarea este un mecanism de degradare a matricei și va fi guvernată de proprietățile acesteia.

Și în cazul compozitelor laminate, care conțin pliuri cu fibre înclinate față de direcția sarcinii, ca și în cazul compozitelor unidirecționale, ruperea fibrei în pliurile longitudinale este considerată ca degradare neprogresivă, în timp ce fisurarea matricei de-a lungul fibrelor, în pliurile transversale și delaminarea care apare între pliurile longitudinale și cele transversale se consideră ca fiind mecanism progresiv. În sfârșit, considerând clasa laminatelor care conțin combinații de pliuri cu fibrele aliniat

la 0° , 45° , și 90° față de direcția sarcinii, s-a găsit că diagrama duratei de viață la oboseală are aceleași limite superioare și inferioare cu diagrama corespunzătoare laminatelor cu pliuri transversale.

- LEVIN și KARLSSON au găsit că, în cazul în care compozitul unidirecțional este solicitat la încovoiere ciclică, inițierea degradării are loc la nivelul zonelor perturbate local (poinson și reazeme), iar propagarea acesteia se face în planul epruvetei, ca în figura 1.4 [LEV_1], când distanța dintre reazeme este mai mică decât de cinci ori înălțimea epruvetei.

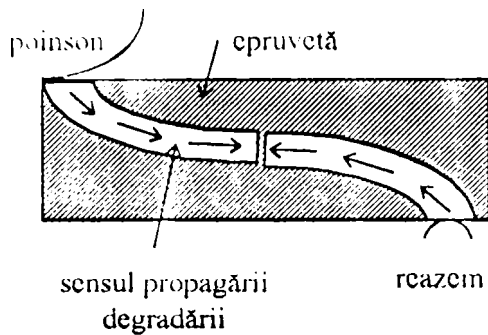


Fig. 1.4. Evoluția degradării la solicitarea de oboseală prin încovoiere, în compozitul unidirecțional.

Evoluția degradării are loc în două faze și anume: prima fază, care are o evoluție foarte lentă și care se desfășoară până la apariția microfisurilor care încep să se propage și a doua fază, cu evoluție rapidă, marcând importante pierderi de rigiditate, când densitatea microfisurilor devine suficient de importantă și apar microfisuri. Atunci când distanța dintre reazeme este mai mare decât de cinci ori înălțimea epruvetei, în urma încărcării la oboseală a epruvetei se constată că numai tensiunile longitudinale nu sunt neglijabile.

Astfel, fața inferioară a epruvetei este supusă unei tensiuni maxime de întindere, în timp ce fața sa superioară este solicitată cu o tensiune maximă de compresiune. Degradarea apare la nivelul feței inferioare a epruvetei și se propagă progresiv, peste fibra neutră a acesteia. O altă degradare progresivă apare, de asemenea, paralel la fața inferioară a epruvetei.

Mecanismele degradării compozitelor unidirecționale supuse la oboseală prin aplicarea combinată a încovoierii și torsiunii ciclice au fost studiate de FERRY, GABORY și SICOT [FER_1]. Ei au constatat că pentru acest tip de încărcare, mecanismele distrugerii la oboseală sunt fisurarea matricei, delaminarea și distrugerea fibrelor.

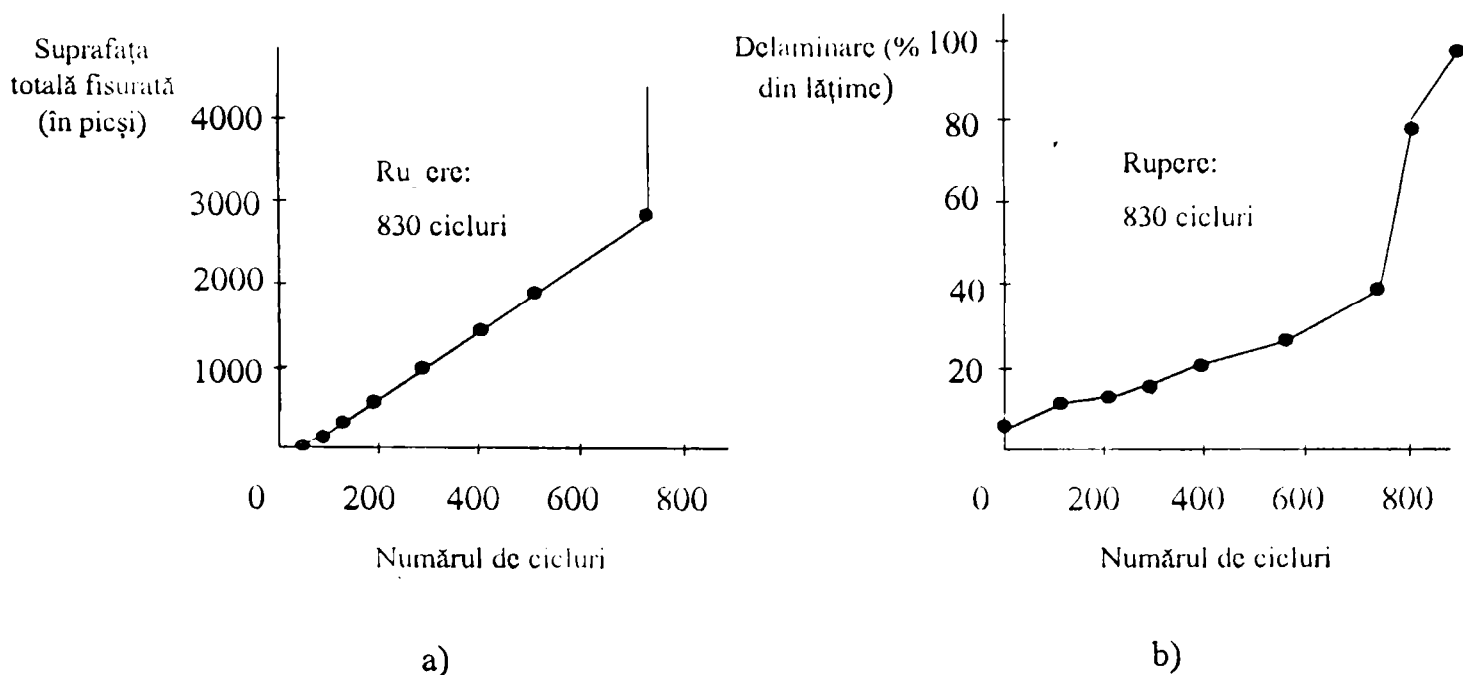


Fig. 1.5. Evoluția degradării la oboseală combinată de încovoiere cu răsucire, a unui compozit cu matrice epoxidică armată unidirecțional cu fibre de sticlă

Contribuția cantitativă a fiecăruia din aceste mecanisme, la distrugerea finală a materialului este direct dependentă de raportul dintre tensiunea de încovoiere și cea de răsucire și de coeficientul de asimetrie al ciclului. Astfel, distrugerea fibrelor apare atunci când încovoierea este dominantă, în timp ce delaminarea și fisurarea generală a matricii apar atunci când componenta răsucirii este dominantă. Ei au efectuat determinări experimentale asupra unor bare din compozit cu matrice epoxidică armată unidirecțional cu fibre de sticlă și au găsit curbele de evoluție a degradării prezentate în Fig.5.a și b. Evoluția stării de degradare a materialului a fost urmărită și înregistrată cu ajutorul unui sistem vizual de achiziție (CCD camera), discretizarea imaginii făcându-se în picșii (pixels).

- În urma determinărilor experimentale efectuate de XI CONG LIU și BATHIAS [XI_1] s-a constatat că materialele compozite armate cu fibre discontinue prezintă o rezistență mai mare la solicitarea prin compresiune, decât la cea prin tracțiune ciclică. Pentru explicarea acestui fenomen s-au elaborat diferite teorii bazate pe efectele interacțiunii tensiunilor reziduale și concentrării tensiunilor la capetele fibrelor tăiate. Evoluția degradării de oboseală în aceste materiale se poate împărți în trei stadii și anume: stadiul 1, caracterizat prin câteva fibre rupte, o degradare redusă a interfeței și mici deformații plastice locale; stadiul 2, cel mai important din punct de vedere al modificărilor microstructurii, în care în matrice se formează adesea fisuri sinusoidale, un număr semnificativ de fibre sunt rupte și numeroase interfețe sunt distruse și stadiul 3, în care apare clar coalescența și propagarea fisurilor. Ocazional, stadiul 3 poate să lipsească.

- O sinteză asupra cercetărilor efectuate în scopul determinării comportării la oboseală a compozitelor armate cu particule, studiate de DAVIDSON , LUKASAK și KOSS [DAV_1], [LUK_1] indică două situații pentru inițierea fisurii și anume: în epruvetele care conțin particule mici, inițierea fisurii apare în matrice, în zona care separă particulele de suprafața liberă a epruvetei, după un număr de cicluri aproximativ egal cu 0,4 din numărul total de cicluri până la distrugere, în timp ce, în epruvetele care conțin particule mari, inițierea fisurii are loc în interiorul particulelor, după aproximativ 0,05 din numărul total de cicluri până la rupere.

- În lucrarea [REI_1] REIFSNIDER construiește o filozofie generală pentru reprezentarea și estimarea oboselei materialelor compozite, în prezența unor sarcini combinate mecanice, termice și chimice. El arată că această problemă poate fi redusă la determinarea evoluției stării locale de tensiune și stărilor materialului. Se postulează că oboseala poate fi discutată în termenii "acumulării degradării", adică se presupune că procesul de degradare la oboseală poate fi definit în termenii acumulării și interacțiunii degradării distribuite, în contrast cu concentrarea și creșterea unei fisuri singulare. Astfel, se presupune că degradarea rezultantă este uniform distribuită, adică se poate alege un "volum reprezentativ" care să caracterizeze "starea generală" a compozitului în orice moment. Acesta este, desigur, un proces standard în mecanica mediului continuu. Noutatea constă în adăugarea unui al doilea nivel de interpretare la conceptul de volum reprezentativ prin definirea noțiunilor de "element critic" și "element subcritic" (fig.1.6)

Motivația introducerii elementului critic este aceea că, în interiorul volumului reprezentativ, apar numeroase evenimente ale procesului de degradare (localizate în elementele subcritice) dar numai unul dintre aceste evenimente cauzează ruperea finală (subelementul corespunzător din volumul reprezentativ fiind descris ca element critic). Elementele critice pot fi identificate prin experimente de laborator. Prin urmare, fiecărui mod distinct de distrugere îi va corespunde un element critic distinct. În elementele subcritice, evenimentele degradării nu conduc la distrugerii globale, dar produc variații în starea de tensiune a elementului critic. Pornind de la aceste considerații, Reifsnider definește "funcția distrugerii" ca fiind $F_d(\sigma_{ij}/X_{ij})$.

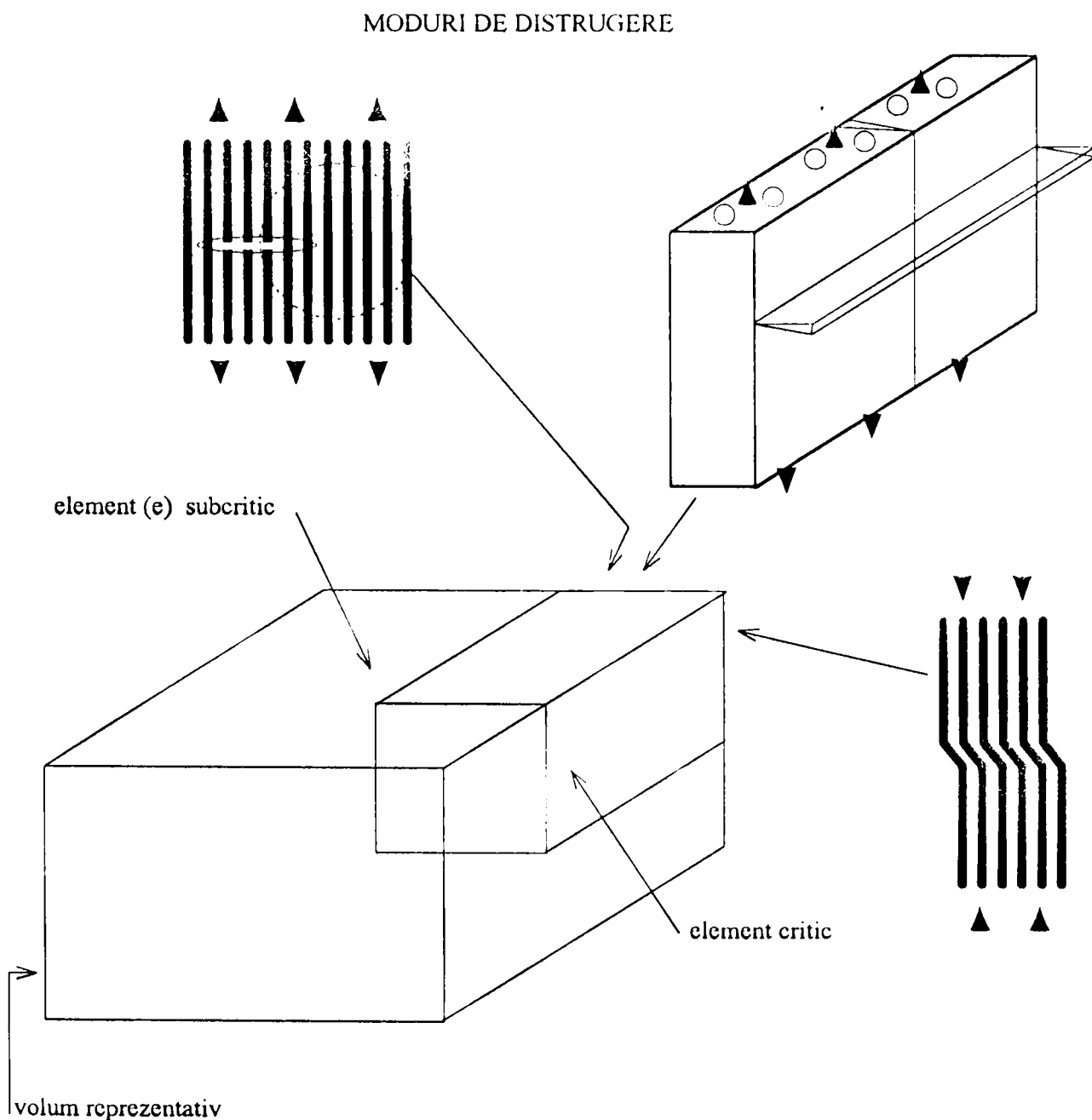


Fig.1.6. Definierea conceptului de volum reprezentativ și "element critic" pentru diferite moduri de distrugere

El determină întâi starea de tensiune σ_{ij} și starea materialului X_{ij} în elementul critic, ca fiind cantități locale (la nivel micro) apoi compară componentele tensiunii σ_{ij} cu componentele corespunzătoare X_{ij} ale rezistenței materialului. Această funcție are forma:

$$F_a = A + B / \log N)^P \quad (1.14)$$

unde N reprezintă durata de viață curentă a elementului critic corespunzând la n cicluri de solicitare, adică $N=N(n)$, iar A , B și P sunt constante care depind de tipul materialului.

Rezistența materialului la un moment dat se determină cu relația (1.15):

$$F_r = 1 - \int_0^n \left(1 - F_a \left(\frac{\sigma_{ij}(n)}{X_{ij}(n)} \right) \right)^j \left(\frac{n}{N(n)} \right)^{j-1} d \left(\frac{n}{N(n)} \right) \quad (1.15)$$

unde j este un parametru de material.

De asemenea, Reifsnider a prezentat dezvoltarea procesului de degradare la oboseală în compozitele laminate, ca în Fig.1.7 [TAL_1].

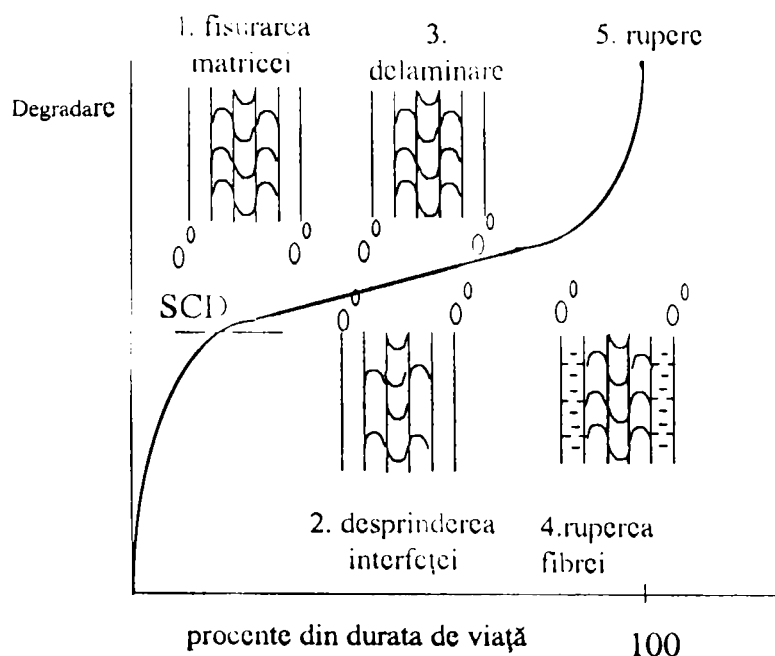


Fig. 1.7. Dezvoltarea degradării de oboseală în compozitele laminate

Cu această ocazie, el a evidențiat două proprietăți caracteristice degradării acestui tip de materiale și anume: a) deg...d...e... evoluează în două stadii dominante, primul stadiu constând într-o fisurare omogenă, neinteractivă, restrânsă la pliurile individuale iar al doilea stadiu fiind caracterizat prin tendința localizării degradării în zonele cu interacțiune ridicată a fisurilor; b) tranziția de la primul stadiu la cel de-al doilea, apare în punctul SCD, numit *starea caracteristică de degradare*, care constă dintr-o fisură bine definită, care caracterizează starea de saturație a degradării.

III. CRITERII DE PROPAGARE A FISURII DE OBOSEALĂ

În studiul oboselii este necesar să se țină cont de creșterea fisurii și să fie cercetat procesul până la distrugerea completă a materialului. La amplitudine constantă, coeficientul de intensitate a tensiunilor ΔK este dat de relația lui Paris [FUJ_1]:

$$da/dN = c(\Delta K)^m \quad (1.16)$$

unde da/dN este viteza de propagare a fisurii, care depinde de aplicarea sarcinii, iar c și m sunt constante de material. Pentru o placă infinită, aflată sub acțiunea unei sarcini de întindere pulsatorie, cu amplitudinea tensiunii $\Delta\sigma$, se poate scrie:

$$\Delta K = \Delta\sigma(\pi a)^{1/2} \quad (1.17)$$

unde a este semilungimea fisurii. Înlocuind (1.17) în (1.16), rezultă:

$$da/dN = c \left[\Delta\sigma(\pi a)^{1/2} \right]^m \quad (1.18)$$

Prin integrarea relației (1.18) se obține durabilitatea materialului:

$$N = \left(a_N^{1-m/2} - a_0^{1-m/2} \right) / \left[c(\Delta\sigma)^m \pi^{m/2} (1-m/2) \right] \quad (1.19)$$

unde a_0 este semilungimea inițială a fisurii, iar a_N este semilungimea fisurii după N cicluri de solicitare.

- OWEN, citat în [TAL_1] a construit graficele de calcul ale coeficientului de intensitate a tensiunii, funcție de numărul de cicluri aplicate (Fig.1.8).

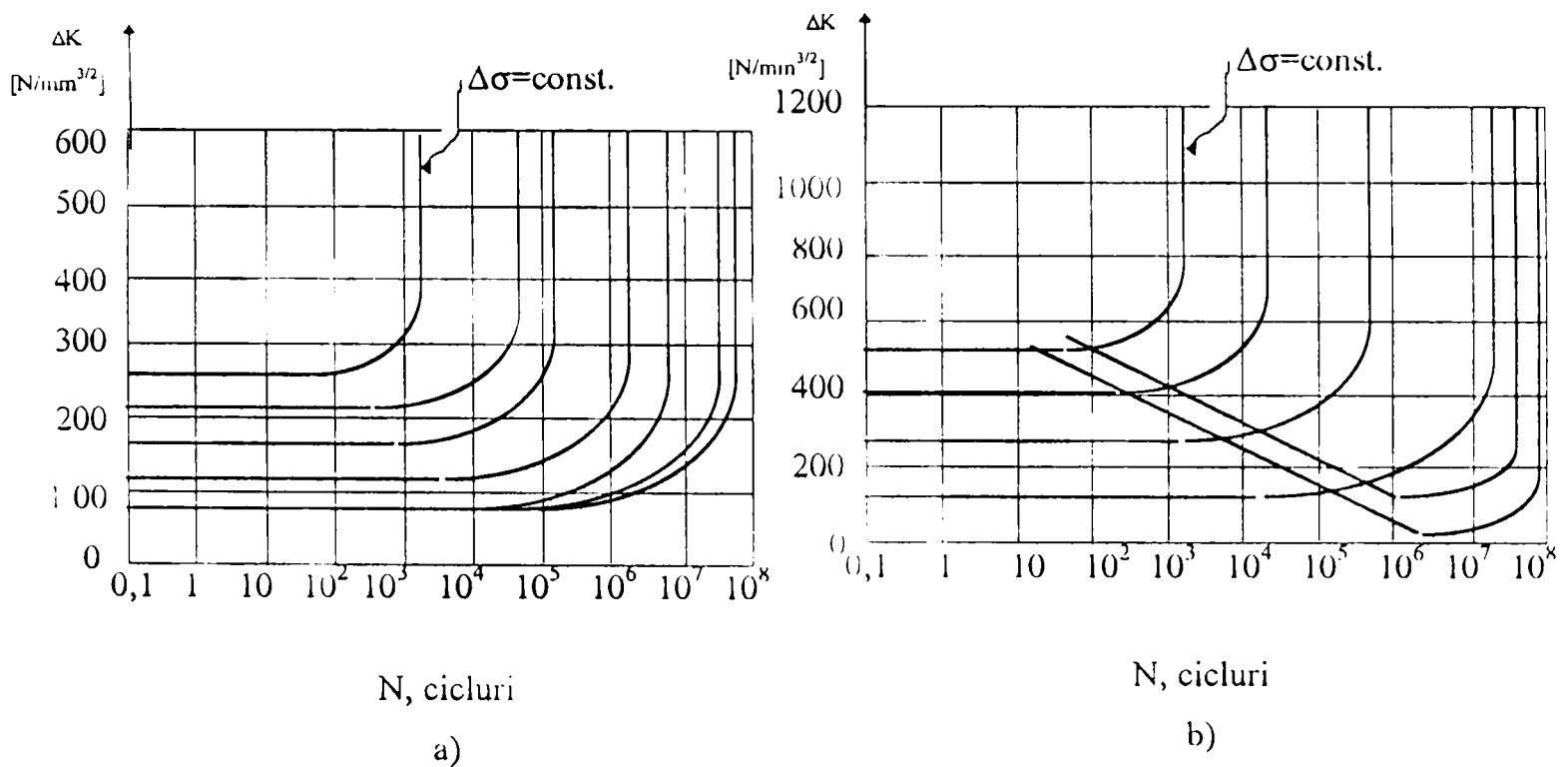


Fig.1.8. Distrugerea la sarcină constantă pentru lungimi ale fisurii inițiale $a_0 = 0,1; 0,5$ și 1 mm : a) rășină polieterică armată cu stecloamat, $K_c=438,4N/mm^{3/2}$; b) rășină polieterică armată cu pânză de sticlă, $K_c=844,6N/mm^{3/2}$.

Din aceste grafice rezultă că la creșterea succesivă a fisurii, crește mărimea ΔK , atingând o valoare limită, numită coeficient limită (critic) de intensitate a tensiunilor, K_c . Ca punct al instabilității, înainte de coeficientul limită, se poate considera punctul care caracterizează durabilitatea la distrugere. La efectuarea încercărilor la oboseală a existat tendința de a menține

mărimea ΔK constantă. Cu acest scop, odată cu creșterea lungimii fisurii s-a micșorat sarcina, utilizând dependența (1.20), unde W este energia de histereză.

$$\Delta K = \Delta\sigma(\pi a)^{1/2} \left[\left(\frac{W}{\pi a} \right) \operatorname{tg} \frac{\pi a}{W} \right]^{1/2} \quad (1.20)$$

Tabelul 1.2. Valorile coeficienților c și m

Material	c	m
Rășină polieterică armată cu stecloamat	$3,2 \cdot 10^{-18}$	12,75
Rășină polieterică armată cu pânză de sticlă	$2,6 \cdot 10^{-14}$	6,4

Mărimile constante c și m sunt prezentate în Tabelul 1.2. Dacă pentru metale $m=2...4$, așa cum se vede din acest tabel, în cazul maselor plastice armate, acest coeficient are valoare foarte mare.

- RICE, citat în [FUJ_1], a examinat un element de volum prin care trece fisura care se propagă în domeniul plastic, D și a obținut o relație pentru viteza de propagare a fisurii, de forma (1.21), unde ds este elementul de suprafață al domeniului plastic.

$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{U^*} \iint_D W ds \quad (1.21)$$

Apoi, utilizând modelul Dugdale - Barenlatte și mărimea $\Delta u_y(x,0)$, care reprezintă deplasarea plastică a frontului fisurii, el a determinat energia totală de histereză absorbită și a înlocuit-o în relația (1.21), obținând:

$$\frac{da}{dN} = \frac{4\sigma_0}{U^*} \int_0^{W^*} \Delta u_y(x,0) dx \quad (1.22)$$

unde σ_0 reprezintă limita de curgere, iar W^* este distanța de la vârful fisurii, până la domeniul plastic.

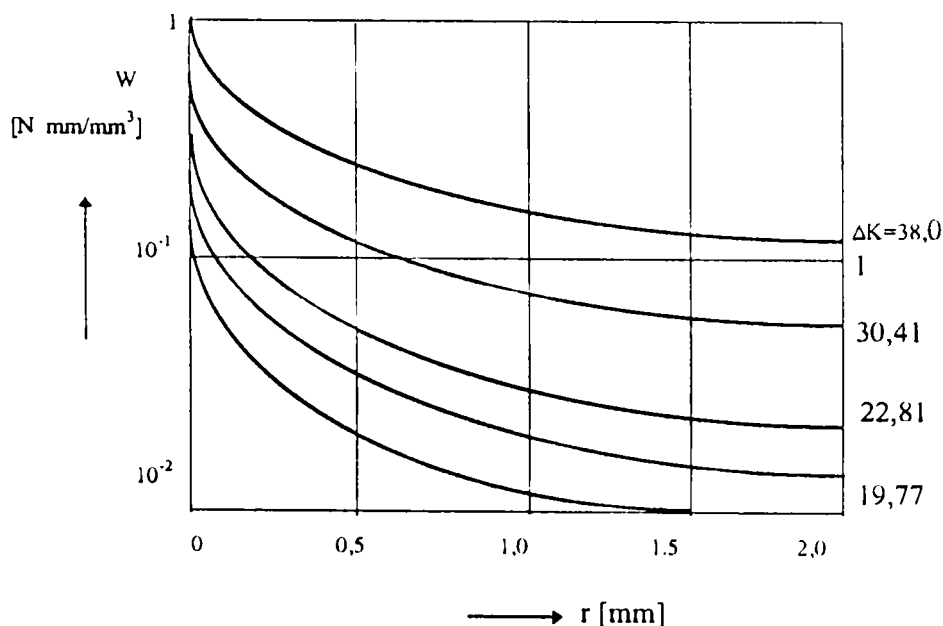


Fig.1.9. Densitatea energiei de histereză acumulată într-un ciclu la vârful fisurii (r este distanța de la vârful fisurii). [FUJ_1]

Așadar, problema se reduce la determinarea domeniului plastic, lucru care s-a realizat de unii cercetători, utilizând metoda elementelor finite.

În particular, pentru masele plastice armate se poate considera ca domeniul plastic, domeniul de curgere din apropierea vârfului fisurii, în care propagarea acesteia depinde de vâscozitate.

Calcululele efectuate au arătat că pentru o lungime a fisurii $a=16\text{mm}$, energia de histereză se schimbă odată cu modificarea distanței r , de la vârful fisurii (Fig. 1.9). La efectuarea calcululelor s-a modificat amplitudinea tensiunilor.,

- HENAFF-GARDIN, LAFARIE-FRENOT și GOUPILLAUD estimează, în lucrarea [HEN_1], evoluția procesului de fisurare în compozitele laminate cu pliuri transversale, aflate sub sarcină de oboseală uniaxială.

În urma efectuării a numeroase încercări de laborator, pe diferite tipuri de compozite laminate, ei au observat că, în cazul compozitelor cu matrice polimeră, primul mecanism de degradare care apare este fisurarea matricei.

De asemenea, ei au construit un model al laminatului cu pliuri transversale, care conține fisuri în toate straturile și este supus unei încercări termomecanice plane. Acest model a fost însoțit de expresia energiei de deformare asociată procesului de fisurare a matricei.

Aplicarea acestui model pentru cazul oboselii uniaxiale este legată de două elemente considerate fundamentale în evoluția degradării și anume: numărul de cicluri necesar pentru inițierea primei fisuri în matrice și numărul de cicluri corespunzător saturației fisurilor transversale.

- În lucrarea [VAS_2], autorii VASEK, LETAUT și VITECOQ studiază procesul de inițiere și propagare a fisurii de oboseală în compozitele laminate conținând trei straturi din aliaj de aluminiu, alternate cu două straturi din fibre de sticlă ranforsate unidirecțional în rășină epoxidică.

Încercările experimentale s-au efectuat pe epruvete cu creștătură și patru găuri circulare, plasate simetric. Aceste încercări au pus în evidență faptul că inițierea fisurilor de oboseală are loc la nivelul muchiei plăcii metalice interioare. Acest fenomen conduce la dezvoltarea unor tensiuni tangențiale în straturile adiacente, care produc fisurarea matricei

Procesul de inițiere a fisurii în straturile de aluminiu este afectat de defectele prezentate anterior, adică fibre rupte în zonele creștăturii și găurilor, în sensul că aceste defecte au ca efect creșterea concentrării locale a tensiunilor.

Observarea deschiderii fisurii de oboseală pe grosimea laminatului a arătat că mărimea acesteia depinde de tensiunea aplicată, de lungimea fisurii și prezența delaminării interfaciale.

- SICOT, LEMARINEL, BERARD și TAYLOR prezintă, în [SIC_1], dezvoltarea fisurii de oboseală în vecinătatea unei creștături practicate într-un compozit laminat unidirecțional sticlă/epoxy. Ei au ajuns la următoarele concluzii:

- sensibilitatea creștăturii este foarte scăzută atunci când materialul este supus la tracțiune ciclică (o gaură circulară are un efect nesemnificativ asupra limitei de oboseală) ;

- tensiunea maximă de întindere nu poate fi folosită ca parametru pentru estimarea obosealii, mult mai potrivită fiind, în acest caz, tensiunea de întindere transversală și/sau tensiunea tangențială, în special pentru estimarea localizării degradării;

- degradarea, sub forma fisurilor de delaminare, se dezvoltă gradat în direcția longitudinală, paralel la aliniamentul fibrelor, cu o rată a creșterii fisurii aproximativ constantă în timp, nu accelerată așa cum se întâmplă în cazul materialelor izotrope.

Deși, în cazul materialelor compozite, nu s-a găsit încă un criteriu de degradare la oboseală, universal valabil, există o mulțime de încercări pentru determinarea unor astfel de criterii în cazuri particulare, dintre care menționăm pe cele dezvoltate de Hashin și Rotem [COT_1], Habib [HAB_1], Sorensen și Talreja [TAL_1].

V. REZISTENȚA ȘI DURATA DE VIAȚĂ LA OBOSEALĂ

• În lucrarea [TAL_1] TALREJA prezintă diagrama duratei de viață la oboseală pentru compozitele unidireționale aflate sub sarcină de întindere pulsatorie, paralelă cu fibrele, arătată în figura 1.10, unde deformarea maximă aplicată este reprezentată în funcție de logaritmul numărului de cicluri.

Banda de dispersie, din partea de sus a figurii, corespunde deformației de distrugere a compozitului, la ruperea fibrelor și desprinderea interfacială corespunzătoare.

Banda de dispersie descendentă, se întinde între banda anterioară și linia orizontală care reprezintă limita de oboseală a matricei ϵ_m , definită ca deformația corespunzătoare limitei dintre nepropagarea fisurilor matricei și propagarea lor la 10^6 cicluri.

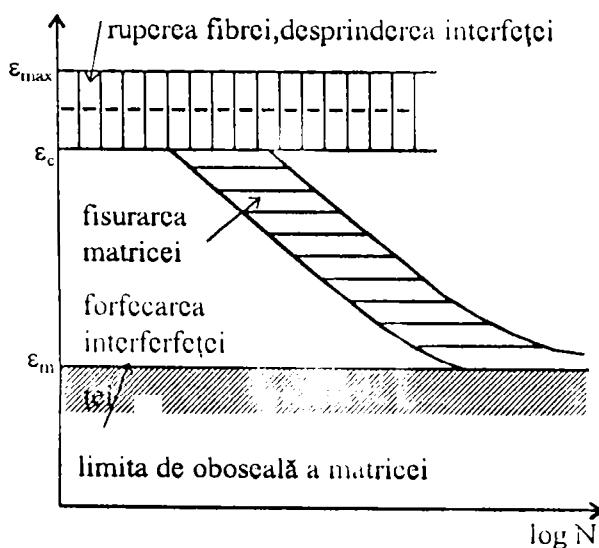


Fig.1.10 Diagrama duratei de viață la oboseală pentru compozitele unidireționale aflate sub sarcină paralelă cu direcția fibrelor

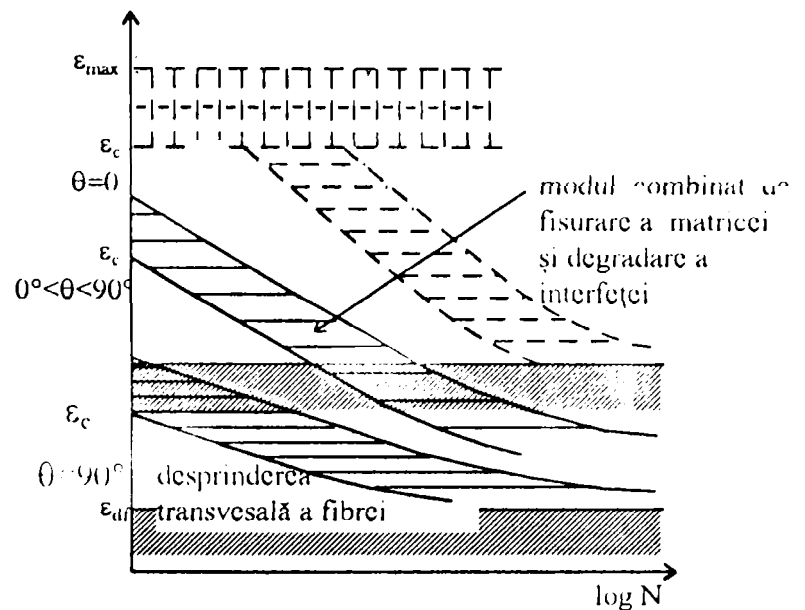


Fig.1.11 Diagrama duratei de viață la oboseală pentru compozitele unidireționale aflate sub sarcină înclinată față de direcția fibrelor

• Variația limitei de oboseală cu unghiul de înclinare a sarcinii față de direcția fibrelor a fost ilustrată, utilizând rezultatele obținute de HASHIN și ROTEM [TAL_1], în figura 1.11. Cu linie punctată s-a reprezentat suprapus, pentru comparație, diagrama din figura 1.10. În figurile 1.12 și 1.13 se prezintă variația limitei de oboseală, sub influența acțiunii pliurilor vecine asupra fisurării matricei, în compozitele laminate cu pliuri simetric înclinate.

Considerând clasa laminatelor care conțin combinații de pliuri cu fibrele aliniat la 0° , 45° , și 90° față de direcția sarcinii, s-a găsit că diagrama duratei de viață la oboseală are aceleași limite superioare și inferioare cu diagrama corespunzătoare laminatelor cu pliuri transversale.

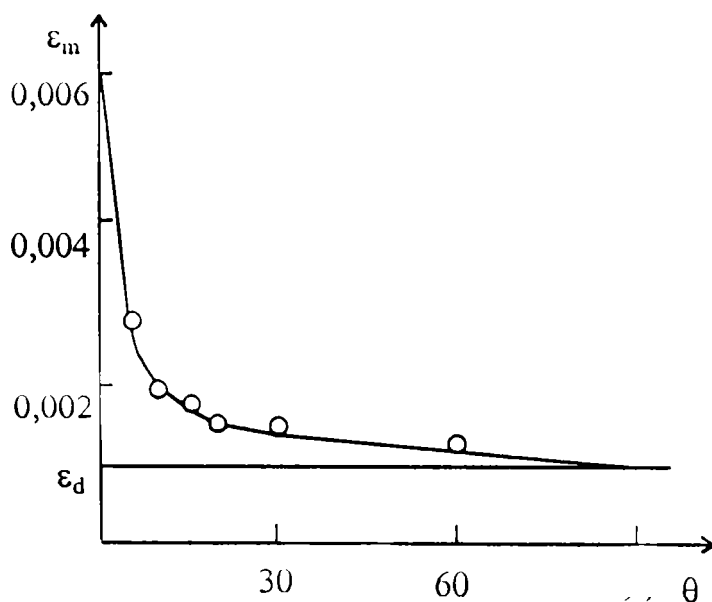


Fig.1.12 Variația limitei de oboseală cu unghiul de înclinare a sarcinii față de direcția fibrelor, în compozitele unidirecționale.

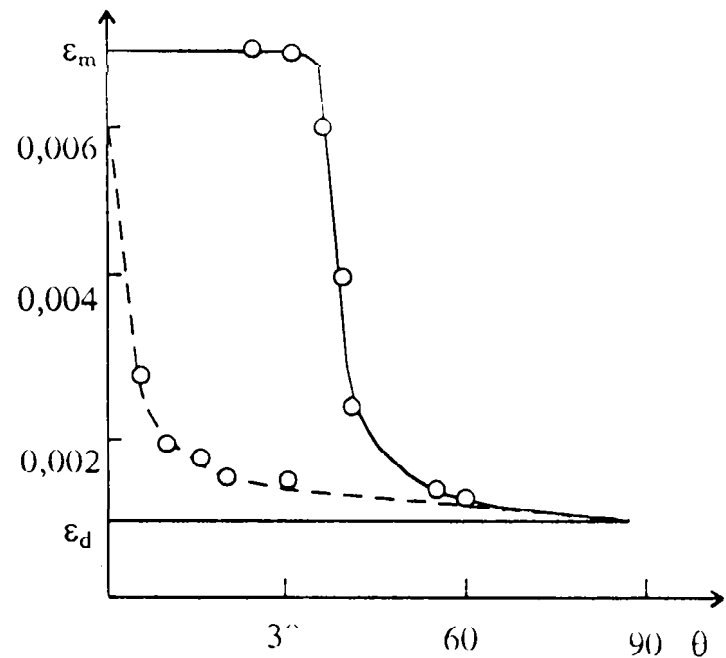


Fig.1.13 Variația limitei de oboseală cu unghiul fibrei, în laminatele cu pliuri simetrice. Curba punctată este reprodusă din figura 1.12, pentru comparație.

VI. MODELARE MATEMATICĂ

În general, ecuația de evoluție a degradării la oboseală se exprimă sub forma implicită:

$$\frac{dD}{dN} = f(D, V_E, p(N)) \quad (1.23)$$

unde D reprezintă variabila degradării (care este o variabilă de stare), V_E reprezintă un set de variabile de stare și $p(N)$ reprezintă un set de parametri dependenți de numărul de cicluri și care descriu mediul în care este localizată structura.

Dezavantajul utilizării acestei expresii convenționale este acela că ea nu include variabile de stare cum ar fi sarcina externă explicitată prin valoarea sa medie sau maximă, amplitudine, etc. Această remarcă se aplică atât în cazul metalelor, cât și în cel al compozitelor.

Au existat încercări (Beaumont, 1989), (Ye, 1989) de elaborare a unor legi de evoluție care utilizează amplitudinea sarcinii exterioare legată de coeficientul de asimetrie al ciclului, R și sarcina maximă, F . Aceste ecuații ale evoluției sunt, însă, dificil de aplicat în cazul structurilor complexe, când încărcarea variază în timp, atât ca intensitate, cât și ca punct de aplicație.

• În lucrarea [THI_1], THIONNET și RENARD propun un model pentru caracterizarea comportării la oboseală a structurilor compozite laminate pornind de la o formulare energetică. Originalitatea modelului derivă din următoarele aspecte:

- legea care descrie evoluția degradării ține cont de sarcinile statice, acest lucru făcând simularea foarte flexibilă la diversitatea posibilă a sarcinilor aplicate;

- prezentarea modelului de oboseală ca o extensie a modelului quasi-static, în ipoteza că cele două tipuri de solicitare conduc la defecte similare;

- parametrii ecuațiilor nu includ în mod explicit sarcina externă aplicată structurii, prin urmare modelul este aplicabil tuturor tipurilor de încărcări și structuri.

Modelul propune o ecuație a evoluției de forma:

$$d\alpha_{ft} = H(\varepsilon, \alpha_{ft}, R, F)d\varepsilon + h(\varepsilon, \alpha_{ft}, R, F)dN \quad (1.24)$$

unde ε reprezintă starea de deformație în volumul elementar, în care sarcina capătă valoarea maximă, $\alpha_{ft} = e/L$ este o variabilă scalară care descrie fisurarea transversală (e și L reprezintă respectiv grosimea laminei fisurate și spațiul dintre fisuri), R este coeficientul de asimetrie al ciclului, F reprezintă amplitudinea sarcinii exterioare și N este numărul de cicluri la care a fost supusă structura la un moment dat.

Valoarea critică a degradării se obține din relația (1.26), unde coeficienții a , b , c sunt funcții de numărul de cicluri de sarcină aplicate.

$$A_f^c(\alpha_{ft}, R, F, N) = -b(R, F, N) \exp \left[\left[\ln \left\{ -\ln \left(1 - \frac{\alpha_{ft}}{c(R, F, H)} \right) \right\} \right] / a(R, F, N) \right] \quad (1.25)$$

Pentru demonstrarea veridicității modelului, autorii au efectuat două tipuri de încercări la oboseală și anume: prima încercare s-a făcut începând cu o tensiune ciclică mică, urmată de una mare (Fig.1.14.a), iar a doua încercare s-a făcut începând cu o tensiune ciclică mare, urmată de una mică (Fig.1.14.b).

În cazul aplicării inițiale a unei tensiuni ciclice mici, urmată de una mare, se observă că degradarea la sfârșitul ultimului ciclu corespunzător primului nivel de încercare este mai mică decât cea aferentă primului ciclu corespunzător celui de al doilea nivel de încercare.

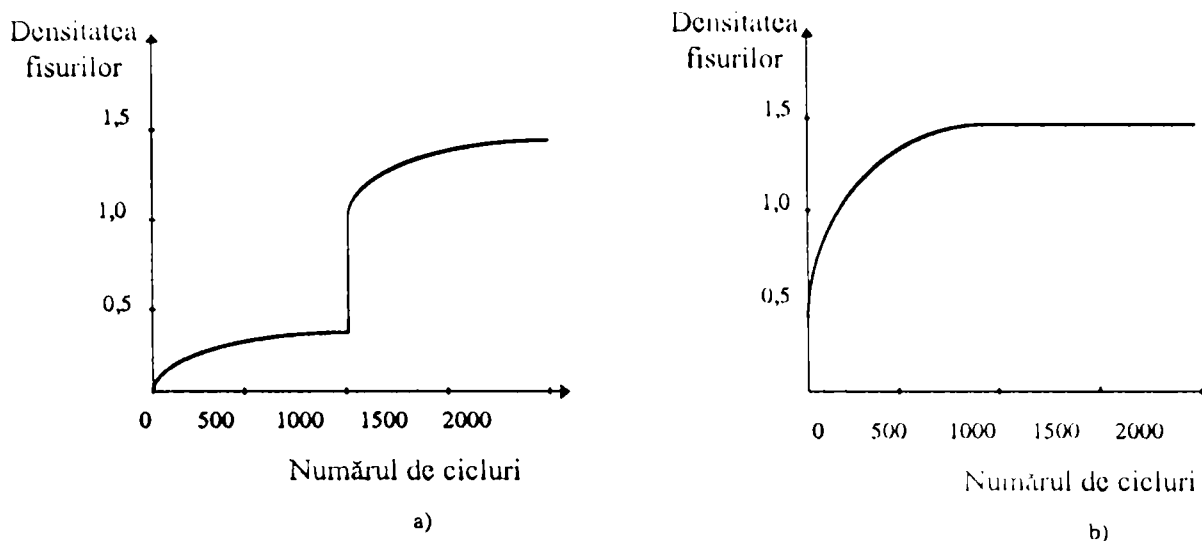


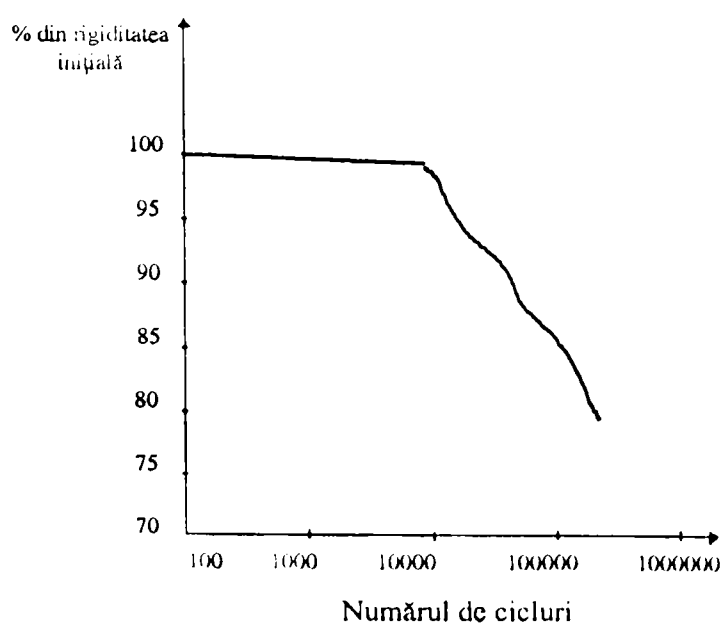
Fig.1.14. Rezultatele obținute în urma simulării: a) încercarea cu o tensiune ciclică mică ($0.5\sigma_r$), urmată de una mare ($0.8\sigma_r$); b) încercarea cu o tensiune ciclică mare ($0.7\sigma_r$), urmată de una mică.

În cazul în care tensiunea ciclică inițială a fost mare, nu s-a înregistrat o creștere a degradării în timpul aplicării ulterioare a tensiunii ciclice mici. Acest lucru se explică prin faptul că degradarea creată de primul tip de tensiune este mult mai mare decât cea creată în primul ciclu aplicat sau încărcarea statică cu al doilea nivel de tensiune.

- VIEILLEVIGNE, JEULIN, RENARD și SICOT au prezentat, în lucrarea [VIE_1] un model al comportării la oboseală pentru compozitul unidirecțional sticlă-epoxy. Pornind de la cazul barei compozite supusă la încovoiere și introducând parametrii statisticii Weibull, ei propun pentru descrierea legii de evoluție a degradării o relație de forma:

$$dD / dN = K_d \sigma^m / (1 - D)^n \quad (1.26)$$

unde D este parametrul degradării ($D=0$, pentru starea inițială și $D=1$, la rupere), m și n sunt parametrii distribuției Weibull, K_d este un parametru care depinde de dispersie iar σ reprezintă tensiunea locală aplicată.



Introducând tensiunea efectivă sub forma:

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma / (1 - D) \quad (1.27)$$

se găsește variația rigidității materialului, funcție de numărul de cicluri de sarcină aplicate:

$$E = E_0(1 - D) \quad (1.28)$$

Fig. 1.15. Descreșterea rigidității

În urma determinărilor experimentale efectuate, ei au constatat că, pentru materialul studiat, rigiditatea nu înregistrează o descreștere semnificativă până la aproximativ 10000 de cicluri aplicate . pentru ca apoi, descreșterea să se facă rapid (Fig.1.15)

• În lucrarea [DEL_1], DELYAVSKY prezintă un model care descrie procesul ruperii singulare și multiple a materialelor compozite laminate, formate cu componente microneomogene, aflate sub sarcină ciclică de lungă durată. Baza modelului o constituie conceperea acumulării degradării ca rupere secvențială a elementelor structurii, cu schimbări simultane ale caracteristicilor elastice ale componentelor, față de starea nedegradată. Fiecare lamină a materialului compozit este reprezentată printr-un set continuu de microvolum v (elemente caracteristice). Caracteristicile mecanice ale materialului în interiorul unui element structural, notate cu ξ , sunt considerate cantități aleatorii distribuite după o lege statistică de tip Weibull. Pentru fiecare volum v se introduce un interval de mediere a cantității ξ . Prin urmare, parametrii de rigiditate și rezistență ai materialului compozit vor fi constanți în interiorul volumului v , variind aleatoriu la trecerea de la un volum la altul. Distingând trei tipuri de degradare (structurală, coezivă și interfacială), degradarea setului de microvolum v , pentru mecanismul i se propune de forma:

$$\tilde{\Theta}_{(i)}^* = \left\{ \hat{\Theta}_{(i)}^*, \check{\Theta}_{(i)}^* \right\} \quad (1.29)$$

unde $\tilde{\Theta}_{(i)}^*$ este vectorul degradării, definit ca acumularea degradării, ale cărui componente reprezintă respectiv $\hat{\Theta}_{(i)}^*$ - degradarea elementelor structurale cu rezistență mare și $\check{\Theta}_{(i)}^*$ - degradarea elementelor structurale cu rezistență mică . Cele două componente se calculează cu relația:

$$\tilde{\Theta}_{(i)}^* = \tilde{n}_i^* / n \quad (1.30)$$

unde \tilde{n}_i^* reprezintă numărul de elemente structurale distruse prin mecanismul i , iar n este numărul total de elemente. Simbolul " \sim ", pentru componenta de înaltă rezistență a elementului structural, este " \wedge " sau " \vee ", pentru componenta de rezistență scăzută a elementului structural. Pornind de la ipotezele: a) acumularea degradării este un vector continuu care descrie dezvoltarea în timp și spațiu a procesului aleator; b) degradarea elementelor structurale apare în acele puncte ale materialului în care se atinge o stare limită de echilibru; c) degradarea este însoțită de variații ale caracteristicilor elastice și de rezistență ale elementului structural, din starea nedegradată (aceste caracteristici iau valoarea zero, pentru elementele degradate), procesul de acumulare a degradării este descris cu ecuațiile diferențiale de primul ordin, exprimate în termenii setului total al degradării Θ_i , pentru mecanismul i ($i=I, II, III$):

$$\frac{d\Theta_i}{dN} = -f_i(N) \frac{P_i}{(1 - \Theta_i)^{n_i}} \quad (1.31)$$

unde n_i sunt coeficienți necunoscuți, iar $f_i(N)$ sunt funcții de numărul de cicluri. În urma integrării, rezultă:

$$\frac{(1 - \Theta_i)^{n_i + 1}}{n_i + 1} = -P_i F_i(N) + B_i \quad (1.32)$$

Parametrii necunoscuți n_i și B_i se determină din condițiile inițiale ($N=0$, $\Theta_i=0$) și condițiile la limită, adică în momentul distrugerii ($N=N_*$, $\Theta_i=1$). Rezultă:

$$n_i = \frac{1}{P_i [F_i(0) - F_i(N_i^*)]} - 1; \quad B_i = P_i F_i(N_i^*) \quad (1.33)$$

Modulul de elasticitate, în stadiul curent v al procesului de acumulare a degradării se determină cu relațiile:

$$\bar{b}_{(v)} = \bar{b} + (\bar{b}^* - \bar{b}) \left(v / v_0 \right)^{-\Theta} \quad (1.34)$$

în microvolum și:

$$\bar{b}_{v(i)} = \bar{b}_{(i)} f_i(\Theta) \quad (1.35)$$

în macrovolum, unde: $\bar{b}_{(v)} = \left\{ \bar{b}_{(ij)} \right\}$ și $\bar{b} = \bar{b}_{ij}$ sunt componentele vectorului rigiditate ale laminei compozite, corespunzând unui micro- și respectiv macrovolum, iar cantitățile \bar{b}^* sunt determinate pentru materialul absolut omogen. La sfârșitul stadiului v există posibilitatea îndeplinirii simultane a condițiilor:

$$\left(\tilde{b}_{v(i)}, \tilde{r}_{(i)} \right) = 0 \text{ sau } \left(\bar{b}_{v(i)}, \bar{r}_{(i)} \right) = 0 \quad (1.36)$$

x x x x

Deși numărul total al pieselor și structurilor care se rup în timpul serviciului nu este mare, apariția continuă a acestor accidente și între acestea, în pondere de peste 50% a ruperilor cauzate de fisurarea prin oboseală atrage atenția asupra importanței pe care o are în activitatea inginerescă cunoașterea și stăpânirea acestui fenomen.

În prezent, toți inginerii sunt convingeți de importanța examinării aspectelor privind oboseala, încă din faza de proiectare a unei piese sau structuri, pentru a se putea ajunge la optimizarea soluțiilor constructive și tehnologice.

Consultând un număr rezonabil de lucrări publicate în reviste de specialitate din ultimii ani sau susținute la diferite congrese și conferințe naționale și/sau internaționale, având la dispoziție câteva teze de doctorat remarcabile susținute atât la noi în țară cât și în străinătate, am încercat să desprind principalele preocupări ale lumii științifice internaționale, subliniind câteva clase de probleme.

Consider astfel, că prin conjugarea rezultatelor acestor lucrări și analiza critică a problemelor ridicate, mi-am orientat preocupările din cadrul tezei.

CAPITOLUL 2

CONTRIBUȚII LA DETERMINAREA CARACTERISTICILOR MECANICE ALE MATERIALELOR COMPOZITE STRATIFICATE ȘI ARMATE CU FIBRE

2.1. Introducere

Majoritatea compozitelor sunt formate dintr-o fază continuă, majoritară, care este matricea și o fază minoritară, care este materialul de armare, acesta putând avea diferite geometrii, adică tridimensională (particule dispersate), bidimensională (lamine) sau unidimensională (fibre sau filamente).

Materialele de formă tridimensională au primit denumirea de umpluturi disperse, în timp ce laminatale și fibrele, pe aceea de agenți de ranforsare. Dintre umpluturile disperse fac parte pulberile metalice, carbonatul de calciu, talcul, caolinul, azbestul, sferile compacte sau goale de sticlă sau rășini sintetice. Ca agenți de ranforsare se utilizează fibrele de sticlă, fibrele de grafit și carbon, fibrele metalice, filamente de bor, obținute prin depunerea pe un fir de wolfram, fibrele de kevlar, care sunt aramidice din grupa fibrelor poliamidice aromatice etc.

La rândul ei, matricea poate fi realizată din materiale plastice, din materiale minerale sau metalice. Dintre materialele plastice folosite ca matrice în materialele compozite fac parte materialele termoplastice, care sunt construite din polimeri cu structură amorfă (polieterul de vinil, policarbonați, polimetilacrilat de metil, polistiren, politetrafluoretilenă etc.) sau cu structură cristalină (polipropilenă, poliamide etc.); materiale elastomerice, care sunt construite din elastomeri cu structură amorfă (cauciuc butilic, cauciuc natural, cauciuc silicos etc.); materiale termoreactive, care sunt formate din compuși macromoleculari, sub formă de rășini sintetice de policondensare și care, în urma încălzirii capătă o structură tridimensională și se transformă în produse termorigide insolubile și infuzibile (rășini epoxidice, bachelita, poliesteri etc.).

Un material compozit stratificat se obține prin lipirea mai multor lamine (straturi) cu orientări diferite ale fibrelor. Dacă două sau mai multe lamine succesive au aceeași orientare a fibrelor, ele formează un grup de lamine. Așezarea fibrelor în lamine se face în funcție de performanțele mecanice urmărite pentru placa realizată din material compozit (rigiditate, rezistență la anumite solicitări etc.).

Stratificatul este caracterizat prin numărul de lamine care intră în alcătuirea sa, precum și prin unghiul θ , care indică orientarea fibrelor în lamină.

Fiecare lamină are asociat un sistem de coordonate local O_1t , în care axa O_1l este paralelă cu direcția fibrelor, iar axa O_1t este perpendiculară pe direcția fibrelor și conținută în planul laminei.

Pentru stratificat, sistemul de axe $Oxyz$ are axele Ox și Oy conținute în planul mediu al acestuia și axa Oz perpendiculară pe plan (Fig.2.1).

Fiecare lamină este caracterizată printr-un unghi θ , pe care direcția fibrelor (axa O_1l) îl face cu axa Ox .

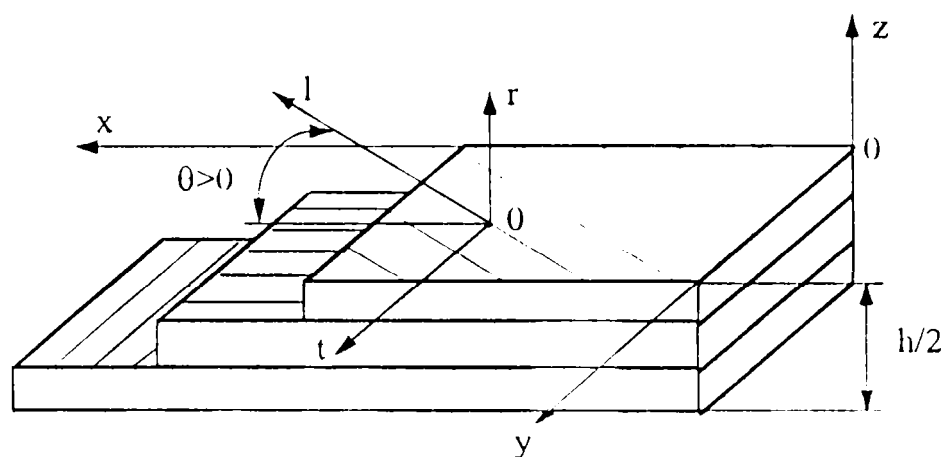


Fig. 2.1 Material compozit stratificat, armat cu fibre

Așezarea laminelor este descrisă pornind de la fața semifabricatului, situată la cota $z=-h/2$ și se termină la $z=h/2$, iar pentru un grup de lamine se trece un indice care arată numărul de lamine din grup. Se spune despre un stratificat că posedă simetrie tip oglindă, dacă lamine identice ca tip și orientare a fibrelor se regăsesc simetric de o parte și de alta a planului xOy .

Cea mai mare parte a lucrărilor de specialitate tratează calculul stratificatelor tip oglindă, aceasta datorită avantajelor pe care le oferă acest tip de stratificate, adică: o mare răspândire în aplicațiile practice și un calcul analitic mai simplu, în comparație cu stratificatele fără simetrie.

Pentru studiul unei structuri având o formă oarecare, realizată din materiale compozite stratificate și armate cu fibre sunt necesare următoarele cinci caracteristici mecanice ale unei lamine din componența stratificatului: E_l - modulul de elasticitate longitudinal al laminei pe direcția fibrei (direcția axei O_1l); E_t - modulul de elasticitate al laminei pe direcția normală pe cea a fibrei (direcția axei O_1t); G_{lt} - modulul de forfecare al laminei (în planul O_1lt); ν_{lt} - coeficientul lui Poisson în planul O_1lt ; ν_{lz} - coeficientul lui Poisson în planul O_1tz . Dacă structura este realizată dintr-un stratificat plan, în calcule sunt necesare numai patru constante elastice ale laminei: E_l , E_t , G_{lt} , ν_{lt} .

2.2. Metode de evaluare a caracteristicilor mecanice, pentru materialele compozite stratificate și armate cu fibre

Cunoașterea stării de tensiune și daformație existentă în structurile realizate din materiale compozite este indispensabilă atât proiectării corecte, cât și exploatării în condiții de siguranță a structurilor respective.

Numărul mare de constante elastice care caracterizează comportarea acestor materiale anizotrope, duce la dificultăți de calcul și de aceea, în literatura de specialitate se prezintă modele de calcul ale unor compozite particulare, la care numărul de constante elastice este mai mic.

Materialele compozite stratificate și armate cu fibre sunt considerate materiale ortotrope cu izotropie transversală, structurile din aceste materiale impunând, asemănător materialelor clasice, două categorii de metode de calcul și anume: metode analitice și metode numerice.

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

2.2.1 Metode analitice

Studiul analitic al unei structuri realizate din materiale compozite depinde de tipul materialului compozit, cât și de configurația structurii. Metodele analitice de calcul sunt utilizate în cazul structurilor simple (bare, plăci, tuburi etc.) realizate din compozite stratificate sau din compozite fibroase, deoarece, în cazul structurilor complexe ori pentru alte categorii de materiale compozite, aplicarea acestor metode este dificilă, uneori chiar imposibilă. Aceste metode au la bază ecuațiile teoriei elasticității mediului anizotrop [BOR_1].

Datorită diversității mari a acestor materiale, cât și datorită caracteristicilor elastice și mecanice diferite de la un material la altul, nu există metode analitice universal valabile pentru toate materialele compozite.

Un dezavantaj esențial al metodelor analitice de calcul îl reprezintă impunerea unui număr mare de ipoteze de calcul, ceea ce conduce la îndepărtarea de problema reală.

Pentru modelarea structurilor de rezistență realizate din materiale compozite se utilizează atât modele teoretice, cât și modele materiale.

Modelele teoretice sunt o verigă intermediară între experiență și teoria referitoare la structurile respective, cuprinzătoare și exactă, însă laborioasă. Acestea sunt adesea ansambluri de ipoteze formulate pe baza analogiei cu structuri a căror teorie este bine cunoscută. Adesea se utilizează modele intuitive, care facilitează interpretarea teoriei și raportarea ei la structura reală.

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

Pentru trecerea de la structura reală la modelul ei, nu există algoritmi sau metode generale care să asigure elaborarea unui model unic care să aproximeze, cu eroare prestabilită, structura ce urmează a fi calculată. În general este posibil să se elaboreze mai multe modele, toate corecte, dar cu performanțe diferite.

Modelarea structurilor realizate din materiale compozite este un proces deosebit de dificil.

Modelele de calcul ale structurilor compozite trebuie să răspundă mai multor cerințe decât cele pentru structuri realizate din materiale clasice, aceasta datorită complexității materialelor respective. În plus, este necesară o modelare la nivelul laminelor compozitelor stratificate și armate cu fibre, foarte dificilă, dar și foarte utilă, deoarece în acest mod pot fi obținute informații mai apropiate de realitate, legate de comportarea fiecărei lamine din componența stratificatului. Cu ajutorul acestor modele pot fi puse în evidență principalele degradări care apar în stratificatele armate cu fibre: ruperi de fibre și matrice, delaminări etc.

Din lucrarea "Mechanics of Composite Materials" (New York, 1975), autor R.M.Jones, s-au reținut câteva metode clasice de estimare a constantelor elastice:

a) **Metoda utilizării ecuațiilor micromecanicii** (ipoteza amestecului omogen), în care materialul compozit este considerat ca fiind omogen, din punct de vedere macroscopic, fiind privit ca un amestec simplu între fibre și matrice.

b) **Metoda analizei variaționale**, prezentată în lucrările lui Paul, citat de Jones, care consideră că atât materialul obținut, cât și constituenții sunt izotropici, constituenții fiind dispersați și fără o anumită orientare.

c) **Metoda soluțiilor aproximative**, care are aplicabilitate limitată la existența unor structuri care se repetă și presupune o abordare pe baza teoriei elasticității, folosind metoda elementului finit și diferențelor finite.

d) **Metoda ecuațiilor Halpin-Tsai**, care constă într-un procedeu de interpolare și din reprezentarea aproximativă a celor mai complicate rezultate ale micromecanicii.

În continuare, se prezintă relațiile de calcul ale caracteristicilor mecanice, obținute prin ipoteza amestecului omogen, în cazul laminatelor cu fibre continue, atunci când orientarea fibrelor este unidirecțională, cu pliuri înclinate sub un unghi oarecare și cu pliuri înclinate simetric.

Ø Caracteristicile compozitelor unidirecționale

Trebuie menționat că relațiile obținute pe baza ipotezei amestecului omogen nu sunt foarte precise, ele putând preciza numai ordinul de mărime al caracteristicilor mecanice. Pentru determinarea lor exactă se efectuează încercări mecanice.

Astfel, se pot defini următoarele proprietăți mecanice:

- Proporția de masă a ranforsatului:

$$M_f = m_f / m_t \quad (2.1)$$

unde: m_f - masa fibrelor; m_t - masa totală a compozitului.

- Proporția de masă a matricii:

$$M_m = m_m / m_t \quad (2.2)$$

unde: m_m - masa matricii.

- Proporția de volum a ranforsatului:

$$V_f\% = \left(V_f / V_t \right) \cdot 100 \quad (2.3)$$

unde: V_f - volumul fibrelor; V_t - volumul total al compozitului.

- Proporția de volum a matricii:

$$V_m\% = \left(V_m / V_t \right) \cdot 100 \quad (2.4)$$

unde: V_m - volumul matricii.

- Masa specifică a compozitului:

$$\rho = \rho_f V_f + \rho_m V_m \quad (2.5)$$

unde: ρ_f și ρ_m reprezintă masa specifică a fibrelor și, respectiv a matricii.

- Modulul de elasticitate longitudinal:

$$E_\ell = E_f V_f + E_m V_m \quad (2.6)$$

unde: E_f și E_m reprezintă modulul lui Young al fibrelor și, respectiv al materialului matricii.

- Modulul de elasticitate transversal:

$$E_t = E_m / \left[(1 - V_f) + E_m V_f / E_f \right] \quad (2.7)$$

- Modulul de forfecare:

$$G = G_m / \left[(1 - V_f) + G_m V_f / G_f \right] \quad (2.8)$$

unde: G_f și G_m reprezintă modulul de forfecare al fibrelor și, respectiv al materialului matricii.

- Coeficientul de contracție transversală (Poisson):

$$\nu = \nu_f V_f + \nu_m V_m \quad (2.9)$$

unde: ν_f și ν_m reprezintă coeficientul lui Poisson pentru fibre și, respectiv pentru materialul matricii.

- Coeficientul de dilatare termică în sensul fibrelor:

$$\alpha_\ell = (\alpha_f E_f V_f + \alpha_m E_m V_m) / (E_f V_f + E_m V_m) \quad (2.10)$$

- Coeficientul de dilatare termică perpendicular pe fibre:

$$\alpha_t = \alpha_m V_m + \alpha_f V_f + (\nu_f E_m - \nu_m E_f) / (E_m / V_f + E_f / V_m) \quad (2.11)$$

unde: α_f și α_m reprezintă coeficientul de dilatare termică al fibrelor și, respectiv al matricii.

◇ Caracteristicile stratului armat

Se urmărește determinarea caracteristicilor termoelastice ale stratului armat sub un unghi θ , față de direcția de solicitare. Se raportează stratul la sistemul de axe l,r,t astfel: axa l este în direcția fibrelor de armare, axa t este perpendiculară pe aceasta, în plan, iar axa r este perpendiculară pe planul de armare (Fig.2.2).

Presupunem că elementul stratului se află în condițiile stării plane de tensiune și sub acțiunea temperaturii. Deoarece axele de coordonate l, t sunt chiar axele de ortotropie, legea lui Hooke ia forma:

$$\begin{aligned}\varepsilon_l &= \sigma_l / E_l - \nu_{lt}\sigma_t / E_t + \alpha_l T \\ \varepsilon_t &= \sigma_t / E_t - \nu_{tl}\sigma_l / E_l + \alpha_t T \\ \varepsilon_{lt} &= \tau_{lt} / G_{lt}\end{aligned}\quad (2.12)$$

unde E_l, E_t sunt modulele de elasticitate ale materialului laminei pe direcția longitudinală și respectiv transversală fibrelor; G_{lt} este modulul de forfecare în planul stratului; ν_{lt} și ν_{tl} sunt coeficienții Poisson care caracterizează contracția transversală în planul Olt , la o întindere în același plan și, respectiv la o întindere perpendiculară pe acest plan; $\sigma_l, \sigma_t, \tau_{lt}$ sunt tensiunile normale în direcțiile l și t și, respectiv tensiunea tangențială; $\varepsilon_l, \varepsilon_t, \varepsilon_{lt}$ sunt deformațiile specifice de întindere ale stratului, în direcțiile l, t și, respectiv alunecarea transversală în planul stratului; α_l, α_t sunt coeficienții de dilatare termică liniară, iar T este creșterea de temperatură [VAS_1]:

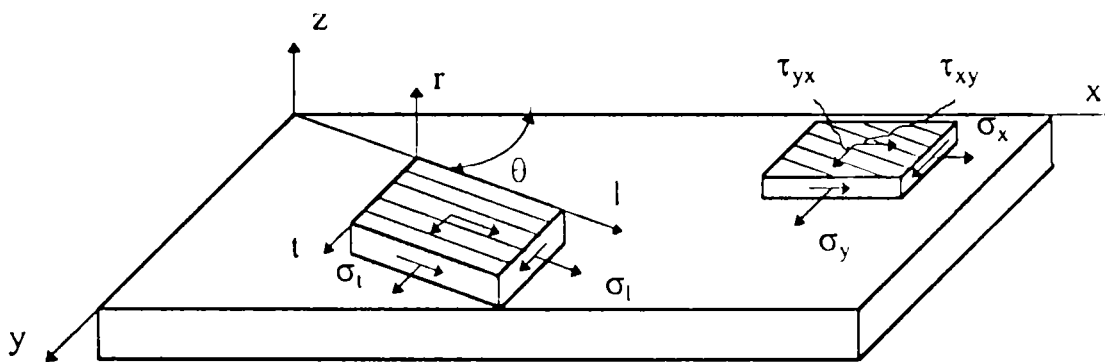


Fig.2.2. Elementul stratului cu o singură direcție, al compozitelor cu axele x, y, z , legate de direcțiile de armare și cu axele l, t , ale construcției

Egalitățile (2.12) mai pot fi scrise și în funcție de deformații, în forma:

$$\begin{aligned}\sigma_l &= \bar{E}_l(\varepsilon_l + \nu_{lt}\varepsilon_t) - \bar{E}_l(\alpha_l + \nu_{lt}\alpha_t)T \\ \sigma_t &= \bar{E}_t(\varepsilon_t + \nu_{tl}\varepsilon_l) - \bar{E}_t(\alpha_t + \nu_{tl}\alpha_l)T \\ \tau_{lt} &= G_{lt}\varepsilon_{lt}\end{aligned}\quad (2.13)$$

unde: $\bar{E}_l = E_l / (1 - \nu_{lt}\nu_{tl})$, $\bar{E}_t = E_t / (1 - \nu_{lt}\nu_{tl})$. Aici are loc condiția de simetrie a constantelor elastice:

$$E_l\nu_{lt} = E_t\nu_{tl}\quad (2.14)$$

Introducem coordonatele ortogonale x, y, z și presupunem că axa l , a stratului armat, formează cu axa x , unghiul θ (Fig.2.2.) Relațiile care leagă tensiunile în sistemele de coordonate x, y și l, t sunt:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \sigma_\ell \cos^2 \theta + \sigma_t \sin^2 \theta - \tau_{\ell t} \sin 2\theta \\ \sigma_y &= \sigma_\ell \sin^2 \theta + \sigma_t \cos^2 \theta - \tau_{\ell t} \sin 2\theta \\ \tau_{xy} &= (\sigma_\ell - \sigma_t) \sin \theta \cos \theta + \tau_{\ell t} \cos 2\theta\end{aligned}\quad (2.15)$$

iar relațiile geometrice, care permit exprimarea deformațiilor în sistemul de coordonate l, t, funcție de deformațiile în sistemul x, y au forma:

$$\begin{aligned}\varepsilon_\ell &= \varepsilon_x \cos^2 \theta + \varepsilon_y \sin^2 \theta + \varepsilon_{xy} \sin \theta \cos \theta \\ \varepsilon_t &= \varepsilon_x \sin^2 \theta + \varepsilon_y \cos^2 \theta - \varepsilon_{xy} \sin \theta \cos \theta \\ \varepsilon_{\ell t} &= (\varepsilon_y - \varepsilon_x) \sin 2\theta + \varepsilon_{xy} \cos 2\theta\end{aligned}\quad (2.16)$$

Obținem astfel, relațiile care leagă tensiunile σ_x , σ_y , τ_{xy} cu deformațiile ε_x , ε_y , ε_{xy} și temperatura. Dacă înlocuim deformațiile deformațiile ε_l , ε_t , ε_{lt} din (2.16) în expresiile (2.13), obținem valorile σ_l , σ_t , τ_{lt} , pe care le înlocuim apoi în relațiile (2.15). După unele transformări cu ajutorul simetriei (2.14), putem scrie relațiile fizice pentru stratul armat sub un unghi θ , față de axa x:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= A_{11}\varepsilon_x + A_{12}\varepsilon_y + A_{13}\varepsilon_{xy} - A_{1T}T \\ \sigma_y &= A_{21}\varepsilon_x + A_{22}\varepsilon_y + A_{23}\varepsilon_{xy} - A_{2T}T \\ \tau_{xy} &= A_{31}\varepsilon_x + A_{32}\varepsilon_y + A_{33}\varepsilon_{xy} - A_{3T}T\end{aligned}\quad (2.17)$$

unde:

$$\begin{aligned}A_{11} &= \bar{E}_\ell \cos^4 \theta + \bar{E}_t \sin^4 \theta + 2(\bar{E}_\ell \nu_{\ell t} + 2G_{\ell t}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\ A_{22} &= \bar{E}_\ell \sin^4 \theta + \bar{E}_t \cos^4 \theta + 2(\bar{E}_\ell \nu_{\ell t} + 2G_{\ell t}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\ A_{33} &= (\bar{E}_\ell + \bar{E}_t - 2\bar{E}_\ell \nu_{\ell t}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + G_{\ell t} \cos 2\theta \\ A_{13} &= A_{31} = \sin \theta \cos \theta \left[\bar{E}_\ell \cos^2 \theta - \bar{E}_t \sin^2 \theta - (\bar{E}_\ell \nu_{\ell t} + 2G_{\ell t}) \cos 2\theta \right] \\ A_{23} &= A_{32} = \sin \theta \cos \theta \left[\bar{E}_\ell \sin^2 \theta - \bar{E}_t \cos^2 \theta - (\bar{E}_\ell \nu_{\ell t} + 2G_{\ell t}) \cos 2\theta \right] \\ A_{12} &= A_{21} = \bar{E}_\ell \nu_{\ell t} + \left[\bar{E}_\ell + \bar{E}_t - 2(\bar{E}_\ell + 2G_{\ell t}) \right] \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\ A_{1T} &= \bar{E}_\ell (\alpha_\ell + \nu_{\ell t} \alpha_t) \cos^2 \theta + \bar{E}_t (\alpha_t + \nu_{t\ell} \alpha_\ell) \sin^2 \theta\end{aligned}\quad (2.18)$$

$$A_{2T} = \bar{E}_\ell(\alpha_\ell + \nu_{\ell t}\alpha_t)\sin^2\theta + \bar{E}_t(\alpha_t + \nu_{t\ell}\alpha_\ell)\cos^2\theta$$

$$A_{3T} = \sin\theta\cos\theta[\bar{E}_\ell(\alpha_\ell + \nu_{\ell t}\alpha_t)\cos^2\theta + \bar{E}_t(\alpha_t + \nu_{t\ell}\alpha_\ell)]$$

Pentru obținerea relațiilor inverse, se pot utiliza relațiile (2.17), față de deformații. Este, totuși, mai simplu să se folosească relațiile statice și geometrice inverse (2.15) și (2.16). Rezolvând (2.15), față de tensiunile σ_ℓ , σ_t , $\tau_{\ell t}$ și (2.16), față de deformațiile ε_x , ε_y , ε_{xy} se obține:

$$\begin{aligned}\sigma_\ell &= \sigma_x \cos^2\theta + \sigma_y \sin^2\theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \\ \sigma_t &= \sigma_x \sin^2\theta + \sigma_y \cos^2\theta - \tau_{xy} \sin 2\theta\end{aligned}\quad (2.19)$$

$$\tau_{\ell t} = (\sigma_x - \sigma_y)\sin\theta\cos\theta + \tau_{xy} \cos 2\theta$$

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \varepsilon_\ell \cos^2\theta + \varepsilon_t \sin^2\theta - \varepsilon_{\ell t} \sin\theta\cos\theta \\ \varepsilon_y &= \varepsilon_\ell \sin^2\theta + \varepsilon_t \cos^2\theta + \varepsilon_{\ell t} \sin\theta\cos\theta\end{aligned}\quad (2.20)$$

$$\varepsilon_{xy} = (\varepsilon_\ell - \varepsilon_t)\sin 2\theta + \varepsilon_{\ell t} \cos 2\theta$$

Observăm că relațiile (2.19) se obțin din (2.15), dacă adunăm prima relație înmulțită cu $\cos^2\theta$, cu a doua relație înmulțită cu $\sin^2\theta$.

Pentru finalizarea calculului este necesară, de asemenea, determinarea constantelor elastice la forfecare în planele ortogonale planului de armare.

În axele de coordonate l, t , legea lui Hooke are forma:

$$\tau_{\ell t} = G_{\ell t} \cdot \varepsilon_{\ell t}; \quad \tau_{tr} = G_{tr} \cdot \varepsilon_{tr} \quad (2.21)$$

Aici, G_{tr} și $G_{\ell t}$ reprezintă modulele de forfecare ale stratului, determinate experimental. Scriem relațiile legate de tensiunile tangențiale și deformațiile de forfecare, în coordonate x, y, z și l, t, r .

$$\tau_{xz} = \tau_{\ell r} \cos\theta - \tau_{tr} \sin\theta; \quad \tau_{yz} = \tau_{tr} \cos\theta + \tau_{\ell r} \sin\theta \quad (2.22)$$

$$\tau_{\ell r} = \tau_{xz} \cos\theta - \tau_{yz} \sin\theta; \quad \tau_{tr} = \tau_{yz} \cos\theta - \tau_{xz} \sin\theta \quad (2.23)$$

$$\varepsilon_{\ell r} = \varepsilon_{xz} \cos\theta + \varepsilon_{yz} \sin\theta; \quad \varepsilon_{tr} = \varepsilon_{yz} \cos\theta - \varepsilon_{xz} \sin\theta \quad (2.24)$$

$$\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{\ell r} \cos\theta + \varepsilon_{tr} \sin\theta; \quad \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{tr} \cos\theta + \varepsilon_{\ell r} \sin\theta \quad (2.25)$$

Cu relațiile (2.21), (2.22), (2.24), obținem:

$$\tau_{xz} = A_{44}\varepsilon_{xz} + A_{45}\varepsilon_{yz}; \quad \tau_{yz} = A_{54}\varepsilon_{xz} + A_{55}\varepsilon_{yz} \quad (2.26)$$

unde:

$$\begin{aligned}A_{44} &= G_{\ell r} \cos^2\theta + G_{tr} \sin^2\theta; \quad A_{55} = G_{\ell r} \sin^2\theta + G_{tr} \cos^2\theta \\ A_{45} &= A_{54} = \sin\theta\cos\theta(G_{\ell r} - G_{tr})\end{aligned}\quad (2.27)$$

CONCLUZIE: Pentru determinarea caracteristicilor termoelastice ale stratului armat sub un unghi oarecare θ , față de direcția de solicitare este necesar ca, în prealabil, să se determine experimental constantele elastice ale stratului în coordonatele l, t adică E_l , E_t și G_{lt} apoi, cu ajutorul acestor valori și utilizând relațiile (2.13)-(2.15) se pot calcula tensiunile care iau naștere în planul de solicitare al stratului. Continuând calculul, prin rezolvarea sistemului de ecuații (2.17) se pot obține deformațiile specifice corespunzătoare tensiunilor calculate anterior.

◇ Caracteristicile sistemului de straturi simetrice

Două straturi armate simetric se calculează ca un singur strat, dublu armat (Fig.2.3).

Această presupunere corespunde perfect structurii reale a compozitelor stratificate și simplifică simțitor relațiile care leagă tensiunile și deformațiile.

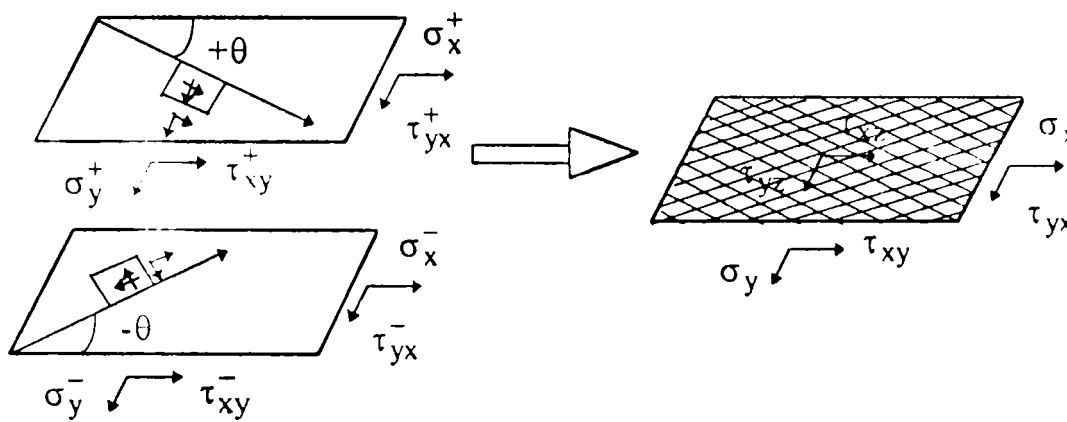


Fig.2.3. Interacțiunea straturilor armate simetric [VAS_1]

Dacă fiecare din straturile simetrice arătate în Fig. 2.3 sunt anizotrope în coordonatele x și y , atunci, lucrând împreună, acestea formează un strat ortotrop și legea lui Hooke are o formă mai simplă de scriere decât relațiile (2.17) și (2.26) scrise anterior pentru straturile separate.

Pentru obținerea acestor legi, scriem egalitățile (2.13), (2.15) și (2.16) pentru straturi cu unghi de armare $\pm\theta$.

$$\begin{aligned}\sigma_l^\pm &= \bar{E}_l(\varepsilon_l^\pm + \nu_{lt}\varepsilon_t^\pm) - \bar{E}_l(\alpha_l + \nu_{lt}\alpha_t)T \\ \sigma_t^\pm &= \bar{E}_t(\varepsilon_t^\pm + \nu_{tl}\varepsilon_l^\pm) - \bar{E}_t(\alpha_t + \nu_{tl}\alpha_l)T \\ \tau_{lt}^\pm &= G_{lt}\varepsilon_{lt}^\pm\end{aligned}\quad (2.28)$$

$$\begin{aligned}\sigma_x^\pm &= \sigma_l^\pm \cos^2 \theta + \sigma_t^\pm \sin^2 \theta \mp \tau_{lt}^\pm \sin 2\theta \\ \sigma_y^\pm &= \sigma_l^\pm \sin^2 \theta + \sigma_t^\pm \cos^2 \theta \mp \tau_{lt}^\pm \sin 2\theta \\ \tau_{xy}^\pm &= \pm (\sigma_l^\pm - \sigma_t^\pm) \sin \theta \cos \theta + \tau_{lt}^\pm \cos 2\theta\end{aligned}\quad (2.29)$$

$$\begin{aligned}\varepsilon_l^\pm &= \varepsilon_x \cos^2 \theta + \varepsilon_y \sin^2 \theta \pm \varepsilon_{xy} \sin \theta \cos \theta \\ \varepsilon_t^\pm &= \varepsilon_x \sin^2 \theta + \varepsilon_y \cos^2 \theta \mp \varepsilon_{xy} \sin \theta \cos \theta \\ \varepsilon_{lt}^\pm &= \pm (\varepsilon_y - \varepsilon_x) \sin 2\theta + \varepsilon_{xy} \cos 2\theta\end{aligned}\quad (2.30)$$

În relațiile (2.28) se ține cont că proprietățile ambelor straturi sunt identice, iar egalitățile (2.30) țin cont de condițiile de compatibilitate a deformațiilor, adică:

$$\varepsilon_x^\pm = \varepsilon_x; \quad \varepsilon_y^\pm = \varepsilon_y; \quad \varepsilon_{xy}^\pm = \varepsilon_{xy} \quad (2.31)$$

Înlocuind deformațiile (2.30) în legea lui Hooke și tensiunile $\sigma_l^\pm, \sigma_t^\pm, \tau_{lt}^\pm$, în relațiile (2.29), obținem tensiunile $\sigma_x^\pm, \sigma_y^\pm, \tau_{xy}^\pm$, exprimate prin deformațiile $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_{xy}$.

Determinând tensiunile din Fig. 2.3, obținem:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{1}{2} (\sigma_x^+ + \sigma_x^-) \\ \sigma_y &= \frac{1}{2} (\sigma_y^+ + \sigma_y^-) \\ \tau_{xy} &= \frac{1}{2} (\tau_{xy}^+ + \tau_{xy}^-)\end{aligned}\quad (2.32)$$

Relațiile fizice care leagă tensiunea medie a perechii simetrice de straturi cu deformațiile corespunzătoare sunt:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= A_{11}\varepsilon_x + A_{12}\varepsilon_y - A_{1T}T \\ \sigma_y &= A_{12}\varepsilon_x + A_{22}\varepsilon_y - A_{2T}T \\ \tau_{xy} &= A_{33}\varepsilon_{xy}\end{aligned}\quad (2.33)$$

Relațiile (2.33) corespund materialului ortotrop, la care solicitarea de-a lungul axelor de ortotropie x și y nu duce la modificarea unghiului drept dintre axe, iar tensiunile tangențiale nu duc la alungiri în direcțiile x și y .

Rezolvând egalitățile (2.33), înraport cu deformațiile, obținem:

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \sigma_x / E_x - \nu_{xy}\sigma_y / E_y + \alpha_x T \\ \varepsilon_y &= \sigma_y / E_y - \nu_{yx}\sigma_x / E_x + \alpha_y T \\ \varepsilon_{xy} &= \tau_{xy} / G_{xy}\end{aligned}\quad (2.34)$$

unde:

$$\begin{aligned}
E_x &= A_{11} - A_{12}^2 / A_{22} \\
E_y &= A_{22} - A_{12}^2 / A_{11} \\
G_{xy} &= A_{33} \\
\nu_{xy} &= A_{12} / A_{11} \\
\nu_{yx} &= A_{12} / A_{22} \\
\alpha_x &= (1/E_x)(A_{1T} - \nu_{yx}A_{2T}) \\
\alpha_y &= (1/E_y)(A_{2T} - \nu_{xy}A_{1T})
\end{aligned} \tag{2.35}$$

unde E_x , E_y și G_{xy} reprezintă modulele medii de elasticitate în direcțiile x și y și respectiv modulul de forfecare al sistemului format din două straturi armate simetric; ν_{xy} și ν_{yx} sunt coeficienții Poisson, iar α_x și α_y sunt coeficienții medii de dilatare termică.

Introducem acum relațiile care leagă tensiunile tangențiale τ_{xz} și τ_{yz} și deformațiile corespunzătoare ale straturilor armate simetric.

Pentru straturi cu unghi de armare $\pm\theta$, conform relațiilor (2.26) avem:

$$\begin{aligned}
\tau_{xz}^{\pm} &= A_{44}\varepsilon_{xz}^{\pm} \pm A_{45}\varepsilon_{yz}^{\pm} \\
\tau_{yz}^{\pm} &= \pm A_{54}\varepsilon_{xz}^{\pm} + A_{55}\varepsilon_{yz}^{\pm}
\end{aligned} \tag{2.36}$$

Examinând perechea simetrică a straturilor solificate de tensiunile τ_{xz} rezultă:

$$\tau_{xz}^+ = \tau_{xz}^- = \tau_{xz} \tag{2.37}$$

Deoarece sistemul este ortotrop și în relațiile (2.36) trebuie să punem:

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{xz}^+ &= \varepsilon_{xz}^- = \varepsilon_{xz} \\
\varepsilon_{yz}^+ &= \varepsilon_{yz}^- = 0
\end{aligned} \tag{2.38}$$

Analog, la sollicitarea cu tensiunea tangențială τ_{yz} , avem:

$$\tau_{yz}^+ = \tau_{yz}^- = \tau_{yz} \tag{2.39}$$

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{xz}^+ &= \varepsilon_{yz}^- = 0 \\
\varepsilon_{yz}^+ &= \varepsilon_{yz}^- = \varepsilon_{yz}
\end{aligned} \tag{2.40}$$

Ca rezultat, obținem:

$$\begin{aligned}
\tau_{xz} &= A_{44}\varepsilon_{xz} \\
\tau_{yz} &= A_{55}\varepsilon_{yz}
\end{aligned} \tag{2.41}$$

Introducând modulele de forfecare, relațiile (2.41) se pot scrie:

$$\begin{aligned}
\tau_{xz} &= G_{xz}\varepsilon_{xz} \\
\tau_{yz} &= G_{yz}\varepsilon_{yz}
\end{aligned} \tag{2.42}$$

unde:

$$\begin{aligned}
G_{xz} &= G_{lr} \cos^2 \theta + G_{tr} \sin^2 \theta \\
G_{yz} &= G_{lr} \sin^2 \theta + G_{tr} \cos^2 \theta
\end{aligned} \tag{2.43}$$

Astfel, relațiile fizice pentru sistemul simetric de straturi sunt determinate de egalitățile (2.33) și (2.42).

CONCLUZII:

1. Sistemul de straturi legate armate simetric, în cazul general, are o rigiditate mai mare decât sistemul de straturi legate armate nesimetric, de aceeași grosime.
2. Modulele de elasticitate ale sistemului de straturi armate simetric nu corespund cu acelea ale unui strat singular.
3. În cazul straturilor nelegate armate nesimetric apar deformații de forfecare care se anulează reciproc, dacă aceste straturi lucrează în comun.

2.2.2. Metode numerice

Gradul înalt de complexitate al metodelor analice, cât mai ales imposibilitatea aplicării acestor metode pentru o varietate mare de structuri, au determinat cercetătorii să încerce soluționarea problemelor legate de calculul structurilor din materiale compozite cu ajutorul metodelor numerice.

Metodele numerice de calcul au avantajul de a fi aplicabile unor clase mai generale de probleme. Dintre metodele numerice, metoda elementelor finite (MEF) ocupă un loc primordial în analiza structurilor realizate din materiale compozite, în general, sau din materiale compozite stratificate și armate cu fibre, în special.

Celelalte metode numerice clasice de calcul al structurilor (metoda elementelor de frontieră, metoda diferențelor finite) se folosesc foarte rar, din cauza dificultăților create de caracterul anizotrop al acestor materiale.

2.2.3. Metode experimentale

Principalele metode de încercare și analiză a distribuției de tensiuni și deformații din structurile realizate din materiale compozite sunt: metode fotoelastice, tensometria electrică rezistivă, metode moiré, metode termografice, metoda radiografică, metode ultrasonice și metoda emisiei acustice.

- Metodele fotoelastice se pretează, în speță, modelării compozitelor transparente, cum ar fi materialele polimerice transparente armate cu fibre de sticlă, la care atât matricea, cât și fibrele au același indice de refracție. Când apar gradienti mari de tensiune între fibre și matrice, sau când în modelele investigate apar stări tridimensionale de tensiuni, fotoelasticitatea tradițională nu mai dă rezultate bune, datorită micșorării sensibilității.
- Măsurările tensometrice pe structuri din materiale compozite urmăresc, în principal, trei obiective: caracterizarea elastică a materialului, determinarea tensiunilor din structurile compozite aflate în stare generală de tensiune și măsurarea deformațiilor specifice interne, prin încorporarea traductoarelor rezistive în structura materialului compozit.

- Metodele moiré nu au, în general, o sensibilitate prea mare în cazul materialelor compozite. Cu mult succes este utilizată interferometria moiré, care permite determinarea deformațiilor specifice normale și tangențiale în zone cu gradient ridicat al tensiunilor.
- Metodele termografice se utilizează cel mai des corelate cu tensometria electrică rezistivă și urmăresc localizarea delaminărilor și incluziunilor, ținând cont că acestea duc la o conducție neuniformă a căldurii în testarea pasivă, iar ruperea fibrelor generează local căldură în timpul testării active.
- Radiografia cu raze X la tensiune scăzută este cea mai veche metodă folosită pentru studiul nedistructiv al compozitelor. Din păcate, ea nu este capabilă să detecteze ruperea fibrelor în epruvetele armate cu fibre de grafit sau cu fibre aramide, deși a fost utilizată cu succes în cazul fibrelor de bor.
- Metodele ultrasonice sunt folosite cel mai frecvent în ultimii 20 de ani pentru detectarea și caracterizarea degradării în compozite. Metoda permite determinarea microporozității, a rigidității materialului, a procentului volumic de fibre din lamină și a rezistenței la rupere a compozitelor. Măsurările cu ultrasunete au fost folosite pentru a determina cele 9 constante elastice ale stratificatelor carbon - epoxy [BYR_1].

Un mare număr de articole apărute în ultimii 10 ani tratează emisia acustică a compozitelor stratificate sub diferite moduri de încălzire. Mulți cercetători au încercat să dezvolte emisia acustică până în punctul la care să se poată distinge diferite moduri de rupere ale materialului. Alții au sugerat că modurile de rupere pot fi analizate prin gruparea diferitelor semnale primite, conform nivelelor de energie.

Deoarece, în cadrul acestei teze s-au studiat, cu precădere, compozitele stratificate pe bază de sticlă (țesătură) și rășină epoxidică, în continuare se prezintă prevederile normativului francez NF C 26-151 - martie 1983 privind metodele de măsură a tensiunii de rupere la tracțiune, compresiune și încovoiere, pentru acest tip de materiale.

Ø Metode de măsură a tensiunii de rupere la tracțiune

Se decupează epruvetele din placă, axele lor principale fiind în direcțiile indicate în Fig.2.4. Se încearcă câte cinci epruvete din fiecare tip apoi se calculează media aritmetică a rezultatelor pentru fiecare direcție și se alege cea mai mică valoare dintre cele două tensiuni medii calculate.

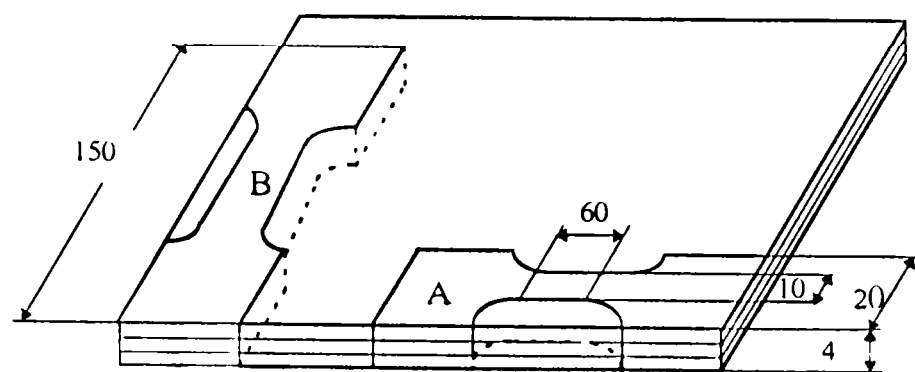


Fig.2.4. Prelevarea epruvetelor pentru determinarea tensiunii de rupere la tracțiune

Ø Metode de măsură a tensiunii de rupere la compresiune

În acest caz se urmărește determinarea tensiunii de rupere atât în direcția paralelă la planul de stratificare, cât și în direcția perpendiculară pe planul de stratificare. Pentru determinarea tensiunii de rupere paralelă la planul de stratificare, epruvetele sunt

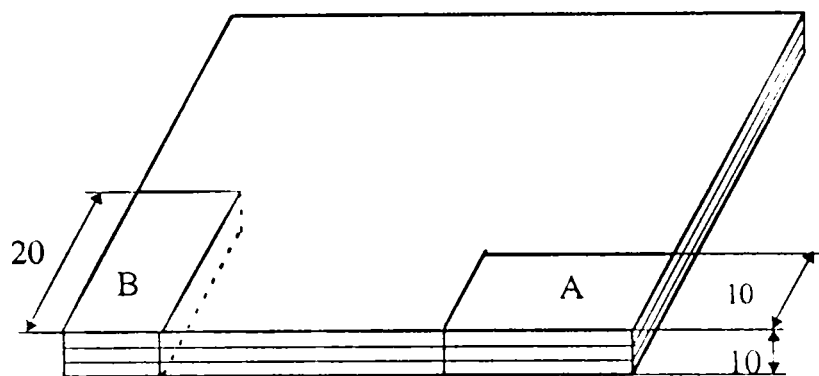


Fig. 2.5. Prelevarea epruvetelor pentru determinarea tensiunii de rupere la compresiune

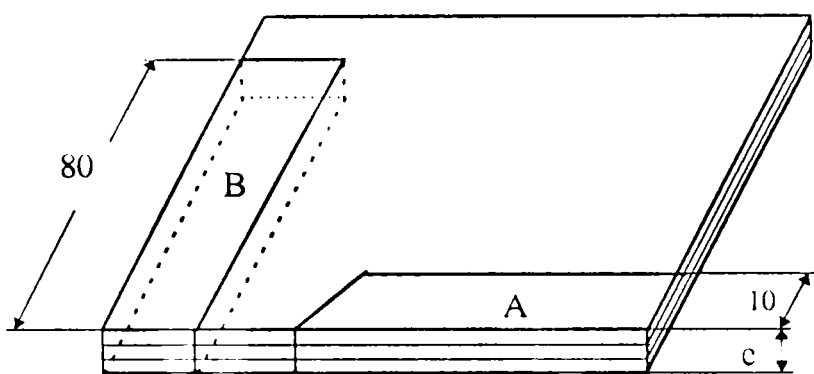


Fig. 2.6. Prelevarea epruvetelor pentru determinarea tensiunii de rupere la încovoiere

paralelipipedice și au dimensiunile $20 \times 10 \times 10$ [mm].

Decuparea epruvetelor se face ținând cont ca axele principale să fie îndreptate în direcțiile A și B, ca în Fig. 2.5. Se prelevează câte 5 epruvete pentru fiecare direcție. Pentru determinarea tensiunii de rupere la compresiune perpendiculară pe planul stratificatului, epruvetele sunt, de asemenea, perpendiculare și au dimensiunile $24 \times 10 \times 10$. Și în acest caz se prelevează tot 5 epruvete.

◊ Metode de măsură a tensiunii de rupere la încovoiere

Epruvetele sunt decupate din placă cu direcțiile principale indicate de A și B în Fig. 2.6, unde trebuie să fie de minim 1,5 mm. Și în acest caz se prelevează tot 5 epruvete.

2.3 Metodă pentru determinarea modului de elasticitate al compozitelor stratificate cu matrice polimeră armată cu țesături

Deoarece nu a fost încă elaborată o teorie care să descrie complet comportarea mecanică a compozitelor și mecanismele dependenței caracteristicilor lor mecanice de toți parametrii care trebuie luați în considerare pentru a exprima răspunsul materialului la diferite condiții de solicitare, cea mai sigură metodă de determinare a proprietăților fizico-mecanice ale materialelor compozite rămâne metoda experimentală. Precizia valorilor obținute experimental este puternic influențată de metoda și aparatura folosită, dar și de modul de interpretare a rezultatelor. De altfel, ecuațiile constitutive au un pronunțat caracter experimental.

Pentru a avea certitudinea validității rezultatelor obținute, la determinarea modului de elasticitate s-au folosit epruvete din rășini poliesterice armate cu țesături din fibre de sticlă și textile solicitate la încovoiere în următoarele situații de rezemare și încărcare: Cazul I: Grindă înțepenită la un capăt și liberă la celălalt, încărcată la capătul

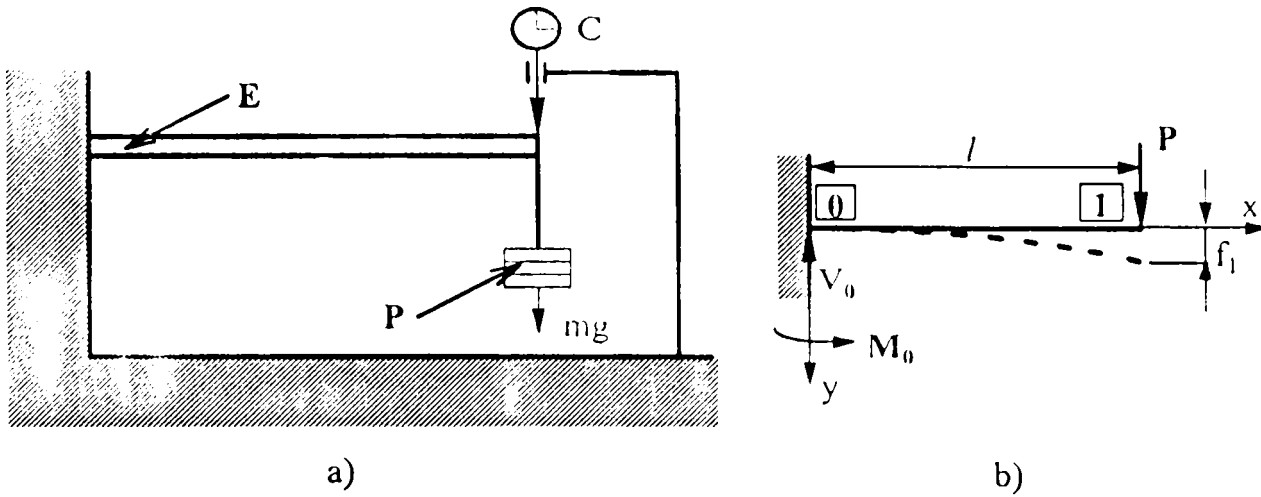


Fig. 2.7. Încercarea la încovoiere statică în Cazul I: a) schița dispozitivului; b) schema de rezemare și încărcare

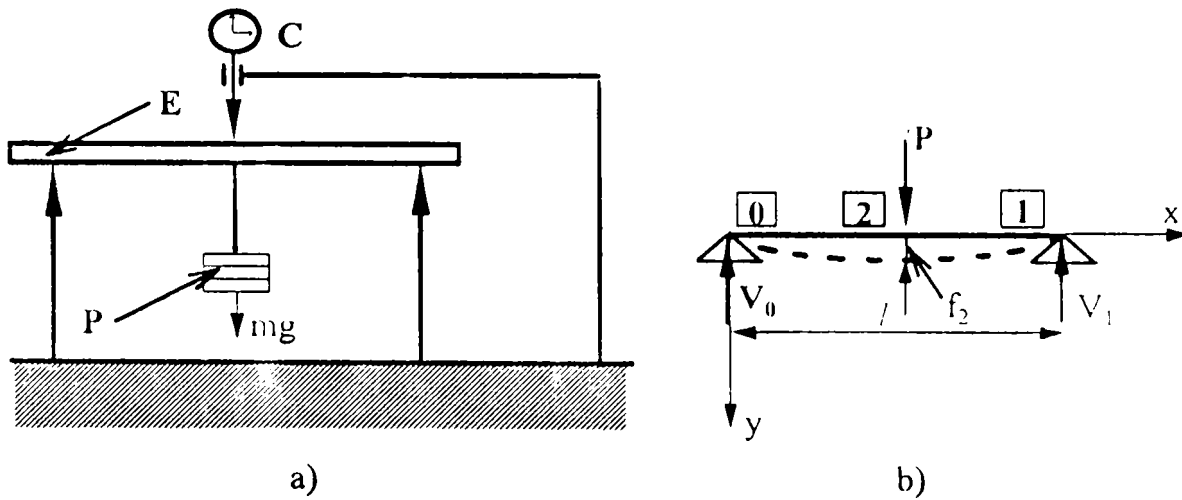


Fig. 2.8 Încercarea la încovoiere statică în Cazul II: a) schița dispozitivului; b) schema de rezemare și încărcare

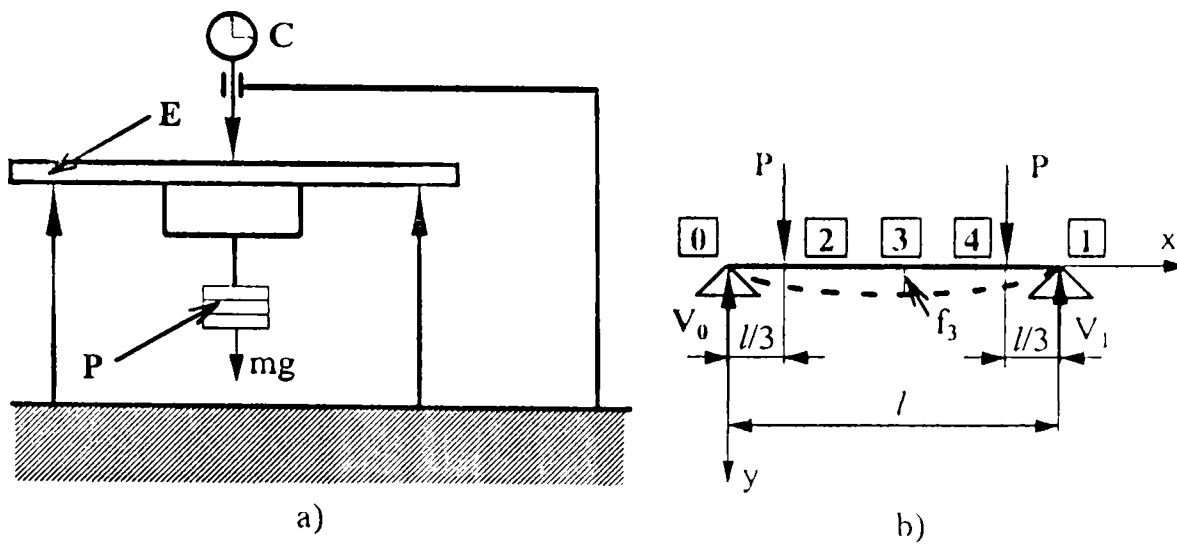


Fig. 2.9. Încercarea la încovoiere statică în Cazul III: a) schița dispozitivului; b) schema de rezemare și încărcare

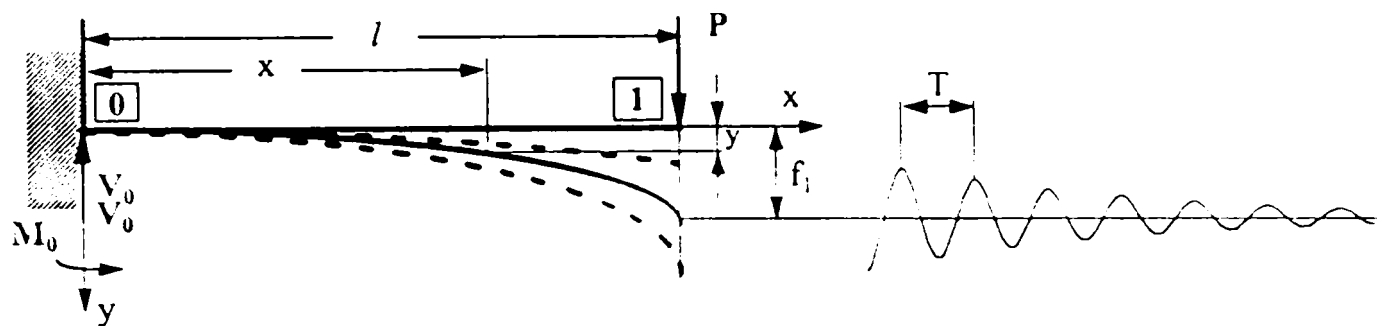


Fig.2.10. Încercarea prin vibrații. Model de oscilație

liber cu forța concentrată P (Fig.2.7 a și b); Cazul II: Grindă simplu rezemată și încărcată la mijloc cu forța concentrată P (Fig.2.8 a și b); Cazul III: Grindă simplu rezemată și încărcată cu două forțe concentrate P , aflate fiecare la distanța $l/3$ de reazeme (Fig.2.9 a și b); Cazul VI: Grindă înțepenită la un capăt și liberă la celălalt, încărcată la capătul liber cu forța concentrată oscilantă P (solicitarea prin vibrații) (Fig.2.10).

Pentru calculul modului, corespunzător celor patru cazuri de rezemare și încărcare, s-au utilizat următoarele relații:

$$\text{Cazul I:} \quad E = \frac{\ell^3}{3I_z} \cdot \frac{\Delta P}{\Delta f} \quad (2.44)$$

$$\text{Cazul II:} \quad E = \frac{\ell^3}{48I_z} \cdot \frac{\Delta P}{\Delta f} \quad (2.45)$$

$$\text{Cazul III:} \quad E = \frac{23}{648} \cdot \frac{\ell^3}{I_z} \cdot \frac{\Delta P}{\Delta f} \quad (2.46)$$

$$\text{Cazul VI:} \quad E = \frac{4\pi^2 \ell^3}{3T^2 g I_z} \left(G_{tr} + \frac{33}{140} \ell \cdot q_{sep} \right) \quad (2.47)$$

unde: E este modulul de elasticitate, l - lungimea epruvetei între reazeme, I_z - momentul de inerție axial al secțiunii epruvetei în raport cu axa z , ΔP - variația sarcinii aplicate, Δf - variația deformației măsurate cu ceasul comparator, T - perioada de oscilație, g - accelerația gravitațională, G_{tr} - greutatea traductorului piezoelectric tip KD33 și q_{sep} - greutatea pe unitatea de lungime a materialului epruvetei.

Relația de calcul (2.47) a fost obținută astfel:

Perioada de oscilație T , după care mișcarea se repetă identic, are expresia:

$$T = \frac{2\pi}{\omega} \quad (1)$$

în care pulsația proprie, sau naturală, ω este dată de relația:

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{M}} \quad (2)$$

unde: M este masa sistemului care oscilează, iar K reprezintă constanta sistemului care oscilează.

Din relațiile (1) și (2) rezultă:

$$K = \frac{4\pi^2 M}{T^2} \quad (3)$$

Având în vedere schema de încărcare din Fig. 2.10, constanta K mai are și expresia:

$$K = \frac{3EI_z}{\ell^3} \quad (4)$$

unde EI_z reprezintă rigiditatea epruvetei.

Masa M a sistemului care oscilează este compusă din masa traductorului m_{tr} și masa epruvetei m_{ep} , redusă în raport cu centrul de greutate al secțiunii în care se aplică sarcina.

Masa traductorului este:

$$m_{tr} = \frac{G_{tr}}{g} \quad (5)$$

unde G_{tr} este greutatea traductorului utilizat, iar g este accelerația gravitațională.

Masa redusă a epruvetei se obține din energia cinetică dezvoltată de epruvetă când se deformează cu săgeata f :

$$E_c = \left(\frac{df}{dt}\right)^2 \frac{q_{s,ep} \cdot \ell}{2 \cdot 4 \cdot g \cdot \ell^2} \int_0^\ell (3\ell x^2 - x^3) dx = \frac{1}{2} \left(\frac{df}{dt}\right)^2 \frac{33}{140} \frac{q_{s,ep} \cdot \ell}{g} \quad (6)$$

unde:

$$\frac{33}{140} \frac{q_{s,ep} \cdot \ell}{g} = m_{ep} \quad (7)$$

este masa redusă a epruvetei, iar $q_{s,ep}$ este greutatea pe unitatea de lungime a epruvetei.

Însumând relațiile (5) și (7) se obține masa sistemului care oscilează:

$$M = \frac{G_{tr}}{g} + \frac{33}{140} \frac{q_{s,ep} \cdot \ell}{g} \quad (8)$$

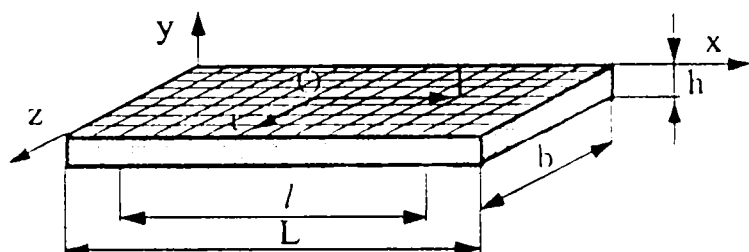
Înlocuind relațiile (4) și (8) în relația (3), se obține relația care permite calculul modulului de elasticitate:

$$E = \frac{4\pi^2 \ell^3}{3T^2 g I_z} \left(G_{tr} + \frac{33}{140} \ell \cdot q_{s,ep} \right) \quad (9)$$

În relațiile (2.45) - (2.47) s-a neglijat efectul forței tăietoare.

Pentru studiul experimental, s-au utilizat epruvete din rășină epoxidică tip DINOX-RD, armată cu pânză de bumbac cu grosimea de 0,5 mm sau cu pânză de sticlă tip E-014 cu grosimea de 0,1 mm.

Epruvetele supuse la încercări au fost croite cu axele principale O_x și O_z paralele cu fibrele țesăturii, adică cu axele O_1 și O_2 și având forma și dimensiunile din Fig. 2.11 a și b, unde lungimea epruvetei este în direcția urzelii pânzei.



a)

Tipul epruvetei	b [mm]	L [mm]	h [mm]	m [g]
Cu pânză de bumbac	17	160	3,4	12,112
Cu pânză de sticlă	20	200	3,5	24,698

b)

Fig. 2.11 Forma (a) și dimensiunile (b) epruvetelor utilizate

Rezultatele obținute în urma încercărilor pot fi urmărite în Tabelul 2.1.

Tabelul 2.1: Comparație între modulele obținute în cele patru cazuri

Tipul epruvetei	Valoarea modulului E [MPa]			
	Cazul I	Cazul II	Cazul III	Cazul VI
cu pânză de bumbac	4724	5093	5299	4866
	4773	5166	5378	4814
	4691	5115	5227	4785
	4809	5144	5346	4896
	4752	5133	5348	4843
val. medie	4750	5130	5330	4840
cu pânză de sticlă	16236	17696	18657	15758
	16184	17663	18593	15720
	16245	17694	18669	15695
	16212	17638	18571	15720
	16175	17643	18618	15743
val. medie	16210	17670	18620	15740

Valorile din tabel au fost obținute astfel:

- pentru Cazul I, modulul a fost calculat cu relația (2.44), unde lungimea de lucru l , a fost 130 mm, ΔP a fost constant și egal cu 0,981 N, iar Δf a fost măsurat cu ceasul comparator, cu o precizie de o sutime. Încercarea s-a repetat de 5 ori, deformația epruvetei, după descărcare, devenind zero;

- pentru Cazul II, modulul s-a calculat cu relația (2.45), în care lungimea de lucru l a fost de 152 mm, ΔP a fost constant și egal cu 9,81 N;

- pentru Cazul III, modulul s-a calculat cu relația (2.46), în care lungimea de lucru l a fost 150 mm, ΔP a fost constant și egal cu 4,905N;

- pentru Cazul VI (încercarea prin vibrații), modulul s-a calculat cu relația (2.47), unde $G_{lr} = 0,273233$ N, $q_{s.ep.} = 7,425 \cdot 10^{-4}$ N/mm, lungimea de lucru $l = 130$ mm, iar perioada T s-a obținut din oscilogramele din Fig. 2.12, știind că în timp de o secundă oscilograficerea s-a făcut pe o lungime de 50 mm. S-a obținut perioada $T = 0,057$ s, pentru epruveta cu pânză de bumbac (Fig. 2.12.a) și $T = 0,2666$ s, pentru epruveta cu pânză de sticlă (Fig. 2.12.b).

Utilizând Cazul II de rezemare și încărcare s-au mai efectuat determinări experimentale ale modulului de elasticitate pentru compozitele stratificate din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză se sticlă tip E-020 și rășină POLIKON P.210FA, armată cu 3 straturi de pânză de in, etamină și respectiv nanghin. Rezultatele pot fi urmărite în Tabelul 2.2.

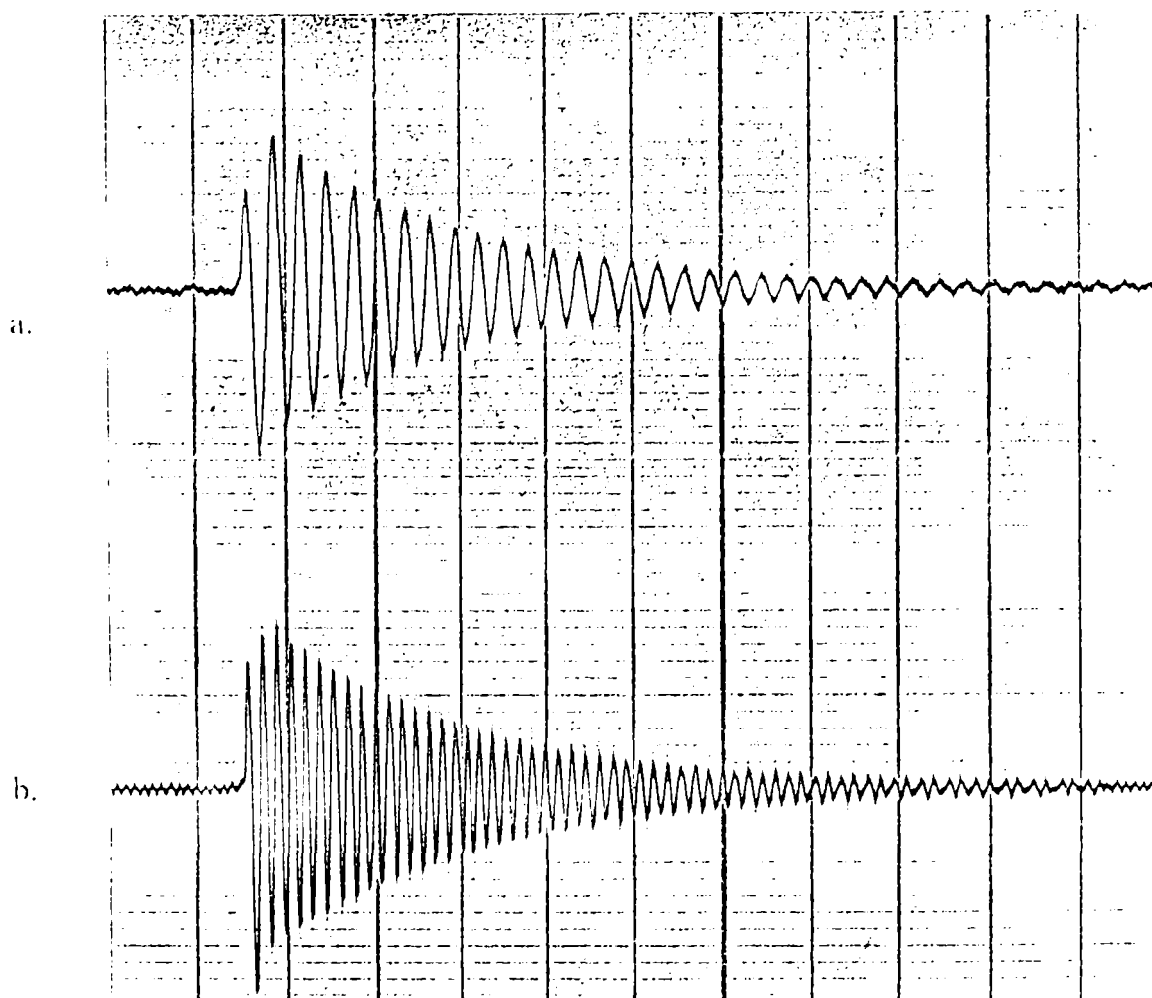


Fig. 2.12 Oscilogramele celor două tipuri de epruvete: a) cu țesătură de bumbac; b) cu țesătură de sticlă

Tabelul 2.2. Valorile modulului de elasticitate pentru alte tipuri de compozite stratificate, cu matrice polimeră armată cu țesături

Material armat	cu pânză se sticlă tip E-020	cu pânză de in	cu pânză tip etamină	cu pânză din nanghin	cu pânză de bumbac
Modul [MPa]	33268	2691	2191	1786	1701

Principalele caracteristici ale țesăturilor utilizate ca material de armare au fost:

Țesături textile

IN - lungirea totală: pe urzeală 10mm și pe bătătură 30mm; desime: aprox. 1 fir/mm; grosimea firului: 0,5mm; tipul țesăturii: pânză.

BUMBAC - lungirea totală: U - 15mm, B - 25mm; tipul țesăturii: pânză.

ETAMINĂ - lungirea totală: U - 12mm, B - 12mm; tipul țesăturii: pânză.

NANGHIN - lungirea totală: U - 33mm, B - 23mm; tipul țesăturii: pânză.

Țesături de sticlă

Tip E - 014 - grosime(mm): $0,14 \pm 10\%$; greutate(gr/m^2): $165 \pm 10\%$; desime(nr.fir/cm): U - 12 ± 2 , B - 12 ± 2 ; conținut ancolant maxim (%): 0,2; fițe fir: U-34*2/68*1, B-34*2/68*1; lățime(cm): 105 ± 2 ; tipul țesăturii: pânză.

Tip E - 020 - grosime(mm): $0,18 \pm 10\%$; greutate(gr/m^2): $202 \pm 10\%$; desime(nr.fir/cm): U - 16 ± 2 , B - 14 ± 2 ; conținut ancolant maxim (%): 0,2; fițe fir: U-34*2/68*1, B-34*2/68*1; lățime(cm): 105 ± 2 ; tipul țesăturii: pânză.

Principalele caracteristici ale rășinilor utilizate sunt:

DINOX-RD - rezistența la tracțiune (STAS 6642-75): minim impus 70MPa; rezistența la încovoire (STAS 5874-73) minim impus 120MPa; rezistența la încovoire prin șoc $15\text{KJ}/\text{m}^2$; rezistența la compresiune (STAS 5873-75) minim impus 100MPa.

POLIKON P.210FA - densitate la 25°C : $1,24\text{g}/\text{cm}^3$; rezistența la încovoire: 90-100MPa; rezistența la șoc: $3-4\text{KJ}/\text{m}^2$; rezistența la tracțiune: 40-45MPa; alungirea specifică la rupere: 1,1%; 4000MPa; rezistența la compresiune: 150-160MPa.

Comparând valorile obținute experimental pentru modulul de elasticitate în cazul compozitului armat cu țesătură de sticlă, cu cele date în literatură, [MIH-1] și prezentate în Tabelul 2.3, se constată o bună concordanță.

Tabelul 2.3. Caracteristicile mecanice ale compozitelor rășină/pânză de sticlă [MIII_1]

Conținut în fibre de sticlă [% vol]	25-32	32-42	65-70
Densitate [Kg/m^3]	1500 - 1750	1600 - 1850	1920 - 2050
Rezistența la tracțiune [MPa]	200 - 240	240 - 275	140 - 420
Rezistența la încovoiere [MPa]	220 - 260	260 - 300	490 - 700
Rezistența la compresiune [MPa]	150 - 180	180 - 220	350 - 490
Modulul de elasticitate [MPa]	10000 - 14000	14000 - 17000	28000 - 40000

CONCLUZII : Cunoașterea valorii modulului de elasticitate longitudinal al unui material este absolut necesară pentru caracterizarea comportării mecanice a acestuia. În acest paragraf au fost prezentate patru metode experimentale care se pretează determinării acestei constante elastice, în cazul rășinilor poliesterice armate cu țesături din fibre de sticlă sau textile. Dispozitivele utilizate pentru realizarea încercărilor sunt originale și au fost proiectate și realizate de un colectiv de cercetare din cadrul Catedrei de Rezistența Materialelor de la Facultatea de mecanică din Craiova, din care a făcut parte și autoarea acestei lucrări. Analizând valorile obținute în cele patru cazuri pentru modulul de elasticitate, prezentate în Tabelul 2.1, se constată că acestea sunt comparabile. Prin urmare, concluzia este aceea că efectuarea unor astfel de studii conduce la rezultate valide, prin aplicarea oricăreia din metodele prezentate, fapt care poate fi util cercetătorilor în domeniu.

2.4 Studiu asupra influenței forței tăietoare, la determinarea experimentală a modulului de elasticitate

S-a constatat că, în cazul materialelor anizotrope (cazul compozitelor) relațiile de calcul determinate numai pe baza momentului încovoietor nu conduc totdeauna la rezultate corecte, din cauza neglijării efectului deformativ produs de forțele tăietoare.

Prin urmare, săgeata totală de încovoiere, f va fi o însumare a săgeții f_M , cauzată de momentul încovoietor și a săgeții f_T , cauzată de forța tăietoare:

$$f = f_M + f_T \quad (2.48)$$

Factorul de corecție, pentru deformația de forfecare, este o funcție de l/h și E/G .

Pentru a avea certitudinea validității rezultatelor obținute, la determinarea modului de elasticitate s-au folosit epruvete sollicitate la încovoiere în următoarele situații de rezemare și încărcare: Cazul I: Grindă înțepenită la un capăt și liberă la celălalt, încărcată la capătul liber cu forța concentrată P (Fig.2.7 a și b); Cazul II: Grindă simplu rezemată și încărcată la mijloc cu forța concentrată P (Fig.2.8 a și b); Cazul III: Grindă simplu rezemată și încărcată cu două forțe concentrate P , aflate fiecare la distanța $l/3$ de reazeme (Fig.2.9 a și b). Din [BYR_1] s-au preluat următoarele relații pentru calculul săgeții f :

$$\text{Cazul I:} \quad f_1 = \frac{4Pl^3}{bh^3E} + \frac{6}{5} \frac{Pl}{bhG} \quad (2.49)$$

$$\text{Cazul II:} \quad f_2 = \frac{Pl^3}{4bh^3E} + \frac{3}{8} \frac{Pl}{bhG} \quad (2.50)$$

$$\text{Cazul III:} \quad f_3 = \frac{23Pl^3}{54bh^3E} + \frac{1}{5} \frac{Pl}{bhG} \quad (2.51)$$

unde: E -modulul de elasticitate longitudinal; l -lungimea epruvetei între reazeme; h -grosimea epruvetei; P -sarcina aplicată; G -modulul de forfecare a cărui valoare a fost obținută experimental, conform metodologiei prezentate în [CER_1].

Pentru studiul experimental s-au utilizat epruvete cu secțiunea dreptunghiulară, din rășină epoxidică tip DINOX-RD, armată cu pânză din fibre de sticlă tip E-014, cu grosimea de 0,1mm.

Epruvetele supuse la încercări au fost croite cu axele principale paralele cu fibrele țesăturii. Măsurarea săgeții s-a efectuat cu ajutorul ceasului comparator, cu precizia de o sutime.

Cu ajutorul valorilor obținute experimental pentru săgeată s-a calculat modulul de elasticitate din relațiile (2.49)-(2.51), în două situații:

- ținând seama numai de momentul încovoietor, adică reținând numai primul termen;
- ținând cont și de efectul forței tăietoare, adică folosind relațiile complete.

Rezultatele obținute pot fi urmărite în Tabelul 2.4

Tabelul 2.4. Compararea modulelor obținute în cele trei cazuri de calcul

Tipul sollicitării	Date inițiale					Mărimi măsurate f [mm]	E[MPa]		Eroarea ε [%]
	P [N]	G [MPa]	b [mm]	h [mm]	l [mm]		fără forță tăietoare	cu forță tăietoare	
Cazul I	0,981	4400	20	3,5	130	0,62	16215,6	16216,9	0,01
Cazul II	9,81	4400	20	3,5	152	0,56	17621,1	17666,02	0,25
Cazul III	4,905	4400	20	3,5	150	0,18	17877,2	17887,2	0,56

CONCLUZII: Analiza efectuată în acest paragraf, asupra efectului forței tăietoare la determinarea modului de elasticitate longitudinal, din încercarea la încovoiere, se justifică prin faptul că, datorită anizotropiei, pentru unele materiale compozite relațiile de calcul determinate numai pe baza momentului încovoietor nu conduc totdeauna la rezultate corecte. Examinând valorile obținute experimental, prezentate în Tabelul 2.3, se observă că neglijarea deformației de forfecare conduce la determinarea unui modul de elasticitate mai mic decât valoarea reală. Pentru valori mici ale raportului l/h (în cazul studiat $l/h=20/3,5=5,7$) valoarea corecției aplicate atunci când se ține cont de efectul forței tăietoare este redusă și se poate neglija. Încercarea la încovoiere în Cazul III este de preferat celei din Cazul II, deoarece săgeata maximă se găsește în zona acțiunii tensiunilor de încovoiere pură. Pentru valori constante ale raportului l/h (lungimea efectivă/grosimea epruvetei), influența forței tăietoare este de două ori mai mare în cazul încercării la încovoiere în patru puncte (încovoiere pură), față de cazul încercării la încovoiere în trei puncte. Se poate concluziona că, în cazul rășinilor poliesterice armate cu țesături din fibre de sticlă, influența forței tăietoare asupra valorii determinate pentru modulul de elasticitate longitudinal este foarte mică și poate fi neglijată.

2.5 Metodă pentru determinarea modulului de forfecare al compozitelor stratificate cu matrice polimeră armată cu țesături

În general, pentru determinarea modulului de elasticitate la forfecare, în cazul compozitelor stratificate se pot utiliza patru metode: solicitarea la forfecare paralelă cu direcția fibrelor; încercarea epruvetei cu dezaxarea de 10° a direcției de armare, încercarea epruvetelor cu traverse paralele și încercarea la răsucire.

În continuare este prezentată o metodă, propusă de autoare, pentru determinarea modulului de forfecare al compozitelor stratificate, din rășină epoxidică armată cu pânză din fibre de sticlă sau fibre din bumbac, prin încercarea la răsucire.

În Fig. 2.13 este prezentată schița dispozitivului utilizat în timpul determinărilor experimentale.

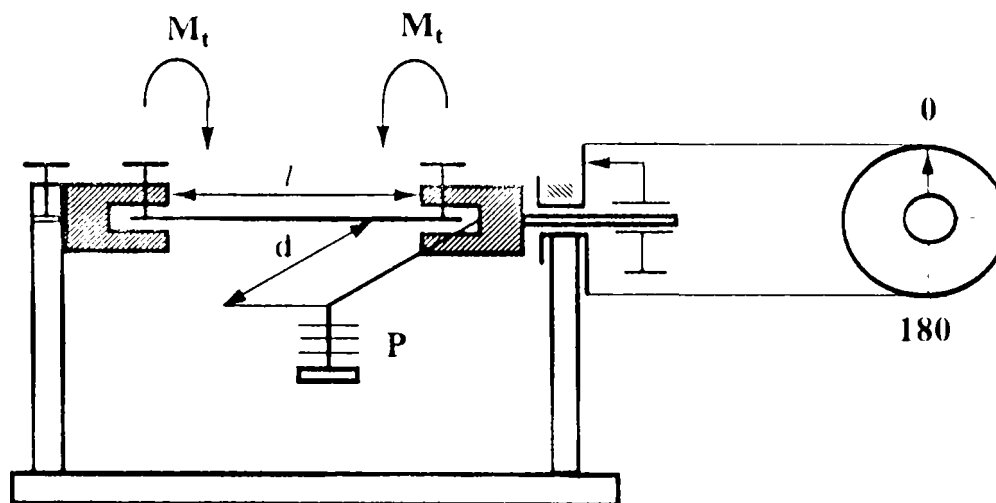


Fig.2.13 Schița dispozitivului utilizat pentru determinarea modulului de forfecare

În lucrarea "*Considerații privind particularizarea calculului la torsiune, al barelor anizotrope*", [POP_2] s-a demonstrat, pornind de la soluția găsită de Saint Venant pentru funcția de tensiune, că în cazul torsiunii barelor omogene ortotrope de secțiune dreptunghiulară, relațiile cunoscute în rezistența materialelor pentru calculul tensiunii maxime și deformației specifice la răsucire rămân valabile, coeficienții α, β depinzând numai de raportul $c=b/h$ dintre laturile secțiunii, adică:

$$\tau_{max} = \frac{M_t}{\alpha h b^2}; \quad \theta = \frac{M_t}{\beta h b^3 G} \quad (2.52)$$

unde: M_t - momentul maxim de răsucire; h - grosimea epruvetei; b - lățimea epruvetei; G - modulul de forfecare și

$$\beta(c) = \sum_{k=1,3,5}^{\infty} \frac{32}{\pi^4} \frac{(-1)^{\frac{k-1}{2}}}{k^4} \left(1 - \frac{4c}{k\pi} \operatorname{tg} \frac{k\pi}{2c} \right) ; \quad \alpha(c) = \frac{k^2 \pi^2 \beta(c)}{8} \left(\frac{1}{1 - \sum_{k=1,3,5}^{\infty} \frac{1}{\operatorname{ch} \frac{k\pi}{2c}}} \right)$$

Dar, ținând cont că răsucirea specifică este $\theta = \frac{\varphi}{\ell}$ și $M_t = P \cdot d$, unde: φ - unghiul de răsucire; ℓ - lungimea epruvetei între reazeme; P - sarcina aplicată; d - distanța, față de axa epruvetei, la care se aplică sarcina P , rezultă:

$$G = \frac{\ell d}{\beta h b^3} \cdot \frac{P}{\varphi} \quad (2.53)$$

Analizând această relație, se constată că determinarea modulului de forfecare se poate realiza experimental, aplicând diverse sarcini P (greutăți etalonate) și măsurând de fiecare dată unghiul de răsucire φ . Pentru studiul experimental s-au utilizat epruvete din rășină epoxidică tip DINOX-RD, armată cu pânză de bumbac cu grosimea de 0,5 mm și cu pânză de sticlă tip E-014 cu grosimea de 0,1 mm, decupate astfel încât axele

Tabelul 2.5 Valorile determinate experimental pentru modulul de forfecare

Tipul epruvetei	G_{xy} [MPa]	G_{xz} [MPa]	G_{xy} / G_{xz}
Cu pânză de bumbac	3239	4040	0.80
	3168	3988	0,79
	3155	4057	0,77
	3128	3973	0,78
	3195	4019	0,79
val.medie	3178	4014	0,78
Cu pânză de sticlă	4504	4060	1,10
	4432	3982	1,11
	4415	3995	1,10
	4523	4043	1,11
	4463	4025	1,10
val. medie	4468	4021	1,10

principale x , z să fie paralele cu fibrele țesăturii și având forma și dimensiunile din Fig.2.11.

Cu ajutorul valorilor obținute experimental pentru unghiul de răsucire φ , s-au calculat modulele de forfecare cu relația (2.53) în două situații: - în planul laminei, G_{xy} ; - interlaminar, G_{xz} . Rezultatele pot fi urmărite în Tabelul 2.5.

Valorile din Tabelul 2.4 au fost obținute astfel: - pentru fiecare epruvetă armată cu pânză de

sticlă, modulul a fost calculat cu relația (2.53), unde lungimea de lucru a fost $l=135\text{mm}$, sarcina aplicată P a fost constantă și egală cu $1,962\text{ N}$ iar unghiul de răsucire a fost citit pe cadranul dispozitivului, cu precizia de $30'$;

- pentru fiecare epruvetă armată cu pânză de bumbac, modulul a fost calculat cu relația (2.53), unde lungimea de lucru a fost

$l=120\text{ mm}$, sarcina aplicată P a fost constantă și egală cu $0,981\text{ N}$, iar unghiul de răsucire a fost citit pe cadranul dispozitivului, cu precizia de $30'$.

În ambele cazuri, încercarea s-a repetat de 5 ori, deformația epruvetei, după încercare, devenind zero.

CONCLUZII : Cunoașterea valorii modulului de forfecare al unui material este la fel de importantă ca aceea a modulului de elasticitate longitudinal, pentru caracterizarea comportării mecanice a acestuia. În acest paragraf a fost prezentată o metodă experimentală care se pretează determinării acestei constante elastice, în cazul rășinilor poliesterice armate cu țesături din fibre de sticlă sau textile. Dispozitivul utilizat pentru realizarea încercărilor este original și a fost proiectat și realizat de un colectiv de cercetare din cadrul Catedrei de Rezistența Materialelor de la Facultatea de mecanică din Craiova, din care a făcut parte și autoarea acestei lucrări. Analizând valorile obținute experimental, prezentate în Tabelul 2.4, se constată că modulele de forfecare interlaminară G_{xz} sunt sensibil apropiate ca valoare, pentru cele două tipuri de materiale studiate. În schimb, modulele de forfecare în planul laminei, G_{xy} , diferă cu circa 28%. Explicația acestui fenomen poate fi pusă pe seama faptului că, deși ambele compozite conțin aceeași rășină, există diferență de rigiditate între țesătura de sticlă și cea de bumbac și rezistență diferită a interfeței fibre-matrice.

CAPITOLUL 3

CONTRIBUȚII PRIVIND RUPEREA UNOR MATERIALE COMPOZITE

3.1. Introducere

Compozitele actuale se obțin, de obicei, din îmbinarea a două sau mai multe materiale. Proprietățile elastice și de rezistență ale compozitelor reflectă, în general, proprietățile obținute prin media ponderată a proprietăților componentelor dar, câteodată, în urma interacțiunii unice dintre componente, proprietățile compozitului depășesc valorile acestei medii. Micșorarea proprietăților compozitului, în comparație cu caracteristicile așteptate și, de asemenea, distrugerea înainte de termen și neașteptată a materialului poate apare atunci când în material există defecte. Așadar, pentru obținerea caracteristicilor așteptate este necesar ca materialul compozit să rămână, pe tot parcursul solicitării, un material unic și această cerință se poate satisface printr-un control riguros al calității, în timpul fabricației.

Posibilitățile materialelor compozite existente sunt, din păcate, limitate atât de proprietățile componentelor lor, cât și de imposibilitatea combinării într-o măsură necesară, a unor componente de mare rezistență și evitarea, în acest fel, a vătămărilor (atât mecanice, cât și chimice) componentelor separate și a formării defectelor în compozit (goluri, incluziuni, domenii mici cu lipsă de lipire sau cu legătură slabă).

Este cunoscut faptul că vătămările structurii materialului, presupunând existența unor defecte, duc cel puțin la creșterea parțială a defectelor și a fisurilor, la nivelul maxim de tensiune [BEA-1]. Propagarea fisurii micșorează într-o măsură mai mare integritatea compozitului și supune componentele la o acțiune de distrugere totală.

Mecanica ruperii cercetează comportarea mecanică a elementelor cu defecte sau fisuri, în timpul solicitării acestora.

3.2. Mecanismele ruperii la propagarea fisurii

Pentru a prezenta, sub aspect fizic, modelele mecanismelor ruperii, se consideră întâi un material izotrop. Tensiunile liniar-elastice, σ_{ij} , la vârful unei fisuri interne mici, de lungime $2a$, într-un corp elastic infinit, asupra căruia s-a aplicat tensiunea de tracțiune σ_x , sunt date [BEA_1] prin:

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma_a \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta) \quad (3.1)$$

unde r este distanța de la vârful fisurii ($r \ll a$) și $f(\theta)$ este o funcție de unghiul θ (Fig.3.1).

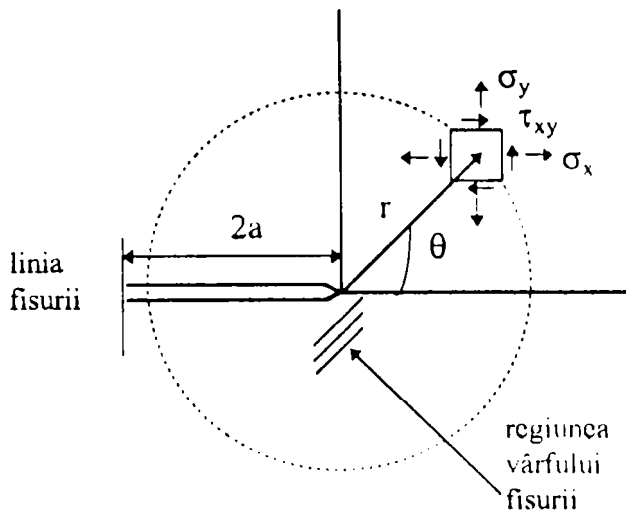


Fig.3.1. Element tensionat din vecinătatea vârfului fisurii

Tensiunea perpendiculară pe planul fisurii este dată de relația:

$$\sigma_{yy} = \frac{\sigma_a \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (3.2)$$

Localizarea tensiunii în vecinătatea vârfului fisurii (r, θ) este determinată de cantitatea $\sigma_a \sqrt{\pi a}$, care este dată prin factorul de intensitate a tensiunii, K . Astfel, pentru un corp în tensiune, K este dat prin relația:

$$K = \sigma_a \sqrt{\pi a} \quad (3.3)$$

Factorul K este o măsură a intensității tensiunii în vecinătatea vârfului fisurii. În general, K depinde de configurația fisurii, adică:

$$K = \sigma_a Y \sqrt{a} \quad (3.4)$$

unde Y este un factor geometric care încorporează lățimea epruvetei, dimensiunea fisurii, etc.

În general, sunt posibile trei modele de propagare a fisurii. Aceste modele sunt prezentate în Fig.3.2.

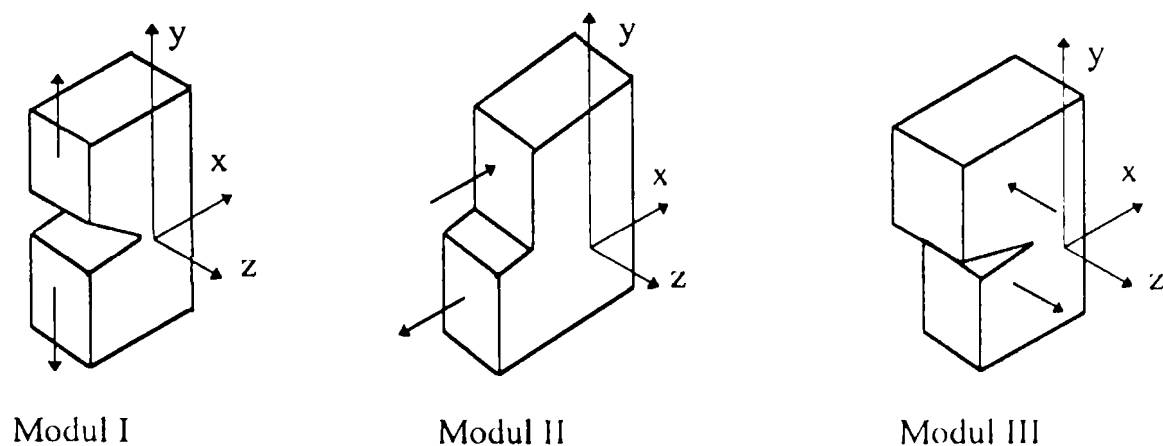


Fig. 3.2. Modelele de bază ale propagării fisurii: Modul I - deschidere sau întindere; Modul II - alunecare plană; Modul III - alunecare antiplană (sfâșiere).

În Modul I, o fisură se deschide și se extinde prin încărcare normală la planul fisurii. Modurile II și III sunt conduse transversal. În Modul II, fisura se propagă paralel cu direcția transversală. În Modul III, propagarea este normală la direcția transversală. În discuția propagării fisurii se preferă Modul I de propagare și factorul K devine K_I .

Analiza variației energiei de deformație definește un parametru G , ca fiind energia pe unitatea de arie a suprafeței fisurii care este valabilă pentru creșterea fisurii.

Din legea întâi a termodinamicii:

$$G = \frac{dW}{dA} - \frac{dU}{dA} \quad (3.5)$$

unde W este lucrul mecanic exterior, U este energia de deformație realizată iar A este aria suprafeței fisurii.

Forțele necesare pentru închiderea fisurii la o distanță Δx de la vârf, trebuie să fie egale și opuse tensiunilor care există inițial în fața fisurii (Fig.3.3).

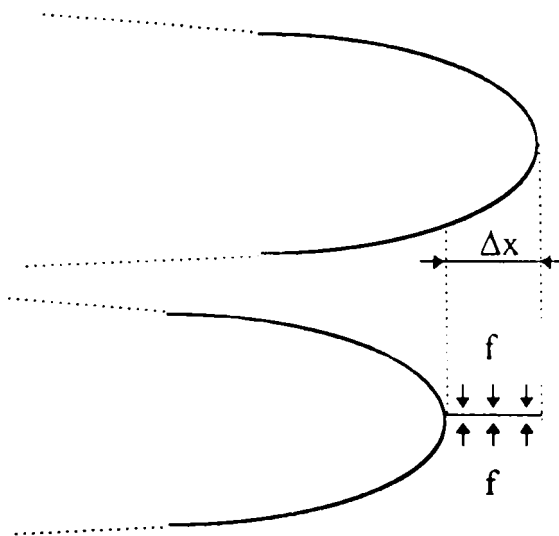


Fig. 3.3. Închiderea fisurii pe lungimea Δx , cu forțele f

Deplasarea vârfului fisurii, u este dată de legea lui Paris și Sih:

$$u = \sigma_a \sqrt{a(r/2)} f'(\theta) / 2E \quad (3.6)$$

Variația energiei elastice de deformație a corpului, în timpul închiderii fisurii, este determinată prin lucrul mecanic local:

$$\frac{dU}{dA} = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \left(\frac{2}{\Delta x} \right) \int_0^{\Delta x} \frac{\sigma_{yy}}{2} u dx \quad (3.7)$$

Dacă $dW=0$, rezultă:

$$G_I = -\frac{dU}{dA} = \frac{K_I^2}{E} \quad (3.8)$$

Ținând cont că în energia de rupere intră energia superficială, lucrul mecanic plastic, energia de desprindere a fibrei și energia de smulgere a fibrei, se poate defini un parametru empiric al energiei de rupere, Γ , ca suma tuturor energiilor disipate pe unitatea de arie a suprafeței de rupere. Pentru compozitele cu fibre [BEA_1]:

$$\Gamma = \Gamma_f + \Gamma_m + \Gamma_r + \Gamma_d + \Gamma_{pdf} + \Gamma_s \quad (3.9)$$

unde Γ_f și Γ_m reprezintă energia superficială a fibrei și respectiv matricei, Γ_r este energia de relaxare a fibrei, Γ_d este energia de desprindere a fibrei, Γ_{par} este energia de alunecare post desprindere a fibrei iar Γ_s este energia de smulgere a fibrei.

Înainte de aplicarea mecanicii ruperii la extinderea defectelor, trebuie stabilit, în primul rând, K_c (factorul critic) atât pentru compozite care conțin defecte mici, cât și pentru probe care conțin fisuri mari, de aceea în capitolele următoare am făcut încercări și pe probe cu creștături.

Inițierea ruperii depinde de distribuția tensiunilor în jurul găurii sau creștăturii în compozit și de distribuția spațială a defectelor mari în fibre.

O fisură a matricei se extinde după ruperea fibrei, ca urmare fibra începe să se smulgă la o distanță față de fisura matricei și capătul liber. În timpul smulgerii fibrei, restul fibrelor exercită "forțe de pod" pe fețele fisurii matricei și reduc efectiv intensitatea tensiunii la vârful fisurii.

Dacă se consideră rezistența transversală interfacială constantă τ și spațiul constant dintre defectele mari ale fibrelor y , atunci lucrul mecanic consumat în acest proces este [BEA_1]_

$$\Gamma_s = \frac{V_f \tau y^2}{6d}; \quad (\text{pentru } y < y_{crit}) \quad (3.10)$$

sau

$$\Gamma_s = \frac{V_f \tau y_{crit}^2}{6d}; \quad (\text{pentru } y > y_{crit}) \quad (3.11)$$

unde y_{crit} este spațiul critic dintre fisurile fibrei.

Pentru $y < y_{crit}$, toate fibrele se rup la defecte mari preexistente și se smulg din matrice. Pentru $y > y_{crit}$, numai o anumită proporție a fibrelor se rupe la defecte mari și distrugerea celor rămase apare la ruperea plană a matricei.

O evaluare eficientă a materialelor compozite trebuie să țină cont de toate fenomenele care afectează materialele în timpul serviciului și studiul performanțelor de care acestea sunt capabile.

Pentru compozitele cu fibre, acest fapt include obligatoriu date statistice asupra rezistenței și efectului dimensiunilor, rezistența la impact, la strivire și la oboseală.

Informațiile asupra fiecăruia din acești factori sunt necesare pentru obținerea rezistenței optime a compozitului (prin măsurare în timpul încercărilor tip de întindere și încovoiere).

Proiectarea oricărui material implică determinarea unei tensiuni de serviciu mediu, durata de viață în termenii durabilității la oboseală și o probabilitate tolerată a distrugerii.

Procedura de evaluare a materialelor compozite poate conduce la determinarea cu o acuratețe rezonabilă a duratei de viață și a probabilității de distrugere a componentelor specifice fabricării unui anumit material compozit.

3.3. Criterii de cedare

Determinarea rezistenței unui material compozit stratificat armat cu fibre se bazează pe analiza stării de tensiuni din fiecare lamină în parte și estimarea rezistenței fiecărei lamine. În literatura de specialitate se constată existența a mai mult de 30 de criterii de rupere (teorii de rezistență), aplicabile cu rezultate bune sau mai puțin bune materialelor compozite [BEA_1].

Acestea pot fi clasificate în trei mari grupe:

- *criteriile limită*, conform cărora ruperea survine atunci când unul dintre parametri (tensiuni sau deformații) atinge starea limită;
- *criteriile interactive*, care consideră că ruperea survine atunci când este satisfăcută o formulă quadratică a tensiunilor și care estimează numai momentul inițierii ruperii, dar nu și modul de rupere;
- *criteriile polinomial-tensoriale* care, ca și criteriile precedente, estimează numai momentul inițierii ruperii și pentru utilizarea cărora este necesară efectuarea unor încercări biaxiale.

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

a) Criteriile limită

a.1. Criteriul tensiunilor maxime

Conform acestui criteriu, într-un corp supus unei stări spațiale (plane) de tensiune, ruperea se produce atunci când una din componentele $\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$ ating valoarea limită a tensiunii la sollicitarea de tracțiune (compresiune).

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= X_c \text{ (sau } X_T) \\ \sigma_2 &= Y_c \text{ (sau } Y_T) \\ \tau_{12} &= S \end{aligned} \quad (3.12)$$

unde X_c, X_T reprezintă valoarea tensiunii limită pentru sollicitarea de compresiune, respectiv de tracțiune pe direcția fibrelor; Y_c, Y_T sunt valorile tensiunilor limită la compresiune, respectiv tracțiune pe direcția perpendiculară la direcția fibrelor și S este valoarea tensiunii limită la forfecare.

O caracteristică a acestui criteriu este aceea că estimează modul de rupere.

a.2. Criteriul deformației specifice maxime

Este un criteriu similar celui precedent, condițiile pentru tensiuni fiind înlocuite cu condițiile pentru deformațiile specifice maxime.

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \varepsilon_{1C} \text{ (sau } \varepsilon_{1T} \text{)} \\ \text{Acest criteriu se reduce la: } \varepsilon_2 &= \varepsilon_{1C} \text{ (sau } \varepsilon_{2T} \text{)} \\ \gamma_{12} &= \gamma \end{aligned} \quad (3.13)$$

a.3. Criteriul lui Stowell-Liu

Acest criteriu face parte din categoria criteriilor limită și ia în calcul rezistențele componentelor materialului compozit-fibră și matrice. După acest criteriu, tensiunea de rupere pe direcția fibrelor, X_F este considerată tensiunea limită a laminei, spre deosebire de tensiunea de rupere pe o direcție perpendiculară pe direcția fibrelor Y_M , cât și de tensiunea de forfecare S_M , care sunt considerate tensiuni limită ale matricii.

Prin urmare:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= X_F \\ \sigma_2 &= Y_M \\ \tau_{12} &= S_M \end{aligned} \quad (3.14)$$

a.4. Criteriul lui Prager

Conform acestui criteriu, tensiunile limită pe o direcție perpendiculară pe cea a fibrelor, de exemplu tensiunile de forfecare, nu sunt independente ca în ecuația precedentă, ci sunt într-o permanentă interacțiune.

$$\begin{aligned} \text{Ecuatiile acestui criteriu sunt: } \sigma_1 &= X_F \\ \sigma_2 &= f_1(Y_M, S_M) \\ \tau_{12} &= f_2(Y_M, S_M) \end{aligned} \quad (3.15)$$

b) Criteriile interactive

b.1. Criteriul lui Hill

Acest criteriu reprezintă o generalizare a criteriului izotrop al lui Von Mises pentru materiale ortotrope.

Ecuția care stă la baza acestui criteriu este:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_1^2}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} + \frac{\sigma_3^2}{Z^2} - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} \right) \sigma_1 \sigma_2 - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} \right) \sigma_1 \sigma_3 \\ - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} \right) \sigma_2 \sigma_3 + \frac{\tau_{12}^2}{S^2} + \frac{\tau_{23}^2}{T^2} + \frac{\tau_{31}^2}{R^2} = 1 \end{aligned} \quad (3.16)$$

unde X,Y,Z reprezintă rezistențele la rupere obținute experimental, în urma unor solicitări monoaxiale pe direcțiile de ortotropie iar R,S,T sunt rezistențele de forfecare pură, în planul de ortotropie.

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

b.2. Criteriul lui Azzi-Tsai

Acest criteriu reprezintă o simplificare a criteriului lui Hill, Azzi, și Tsai, considerând lamina ortotropă în planul (v_2, v_3) , ceea ce implică $Y=Z$. În acest caz, ecuația care stă la baza acestui criteriu devine:

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} + \frac{\tau_{12}^2}{S^2} = 1 \quad (3.17)$$

b.3. Criteriul lui Hoffman

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

Ecuția care stă la baza acestui criteriu este următoarea:

$$K_1(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + K_2(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + K_3(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + K_4\sigma_1 + K_5\sigma_2 + K_6\sigma_3 + K_7\tau_{23}^2 + K_8\tau_{31}^2 + K_9\tau_{12}^2 = 1 \quad (3.18)$$

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

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

$$\frac{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2}{X_T X_C} + \frac{\sigma_2^2}{Y_T Y_C} + \frac{X_C - X_T}{X_T X_C} \sigma_1 + \frac{X_C - X_T}{Y_T Y_C} \sigma_2 + \frac{\tau_{12}}{S^2} = 1 \quad (3.19)$$

b.4. Criteriul lui Franklin

Acest criteriu pornește de la ideea că o teorie de rupere, general valabilă în proiectare, trebuie să includă efectele comportării neliniare atunci când acestea se produc, ca și efectele datorate diferenței dintre rezistența la tracțiune și cea la compresiune.

Expresia acestui criteriu este următoarea:

$$K_1\sigma_1^2 + K_2\sigma_1\sigma_2 + K_3\sigma_2^2 + K_4\sigma_1 + K_5\sigma_2 + K_6\tau_{12} = 1 \quad (3.20)$$

Constantele K_1 și K_4 sunt determinate în urma unor încercări monoaxiale pe prima direcție de ortotropie ($\sigma_1=X_C$ și $\sigma_2=X_T$).

Constantele K_3 și K_5 sunt determinate în urma unor încercări monoaxiale, după a doua direcție de ortotropie, iar constantele K_2 și K_6 , în urma unor încercări biaxiale, respectiv a unei încercări de forfecare, în care $\tau_{12}=S$.

Acest criteriu este mai precis decât alte criterii, dar prezintă inconvenientul cerinței de realizare a unei încercări biaxiale, pentru determinarea constantei K_2 .

c) Criterii polinomial-tensoriale

c.1. Criteriul lui Tsai și Wu

Tsai și Wu au propus un criteriu de rupere polinomial-tensorial și l-au considerat un criteriu general pentru materiale anizotrope.

Wu a arătat în lucrarea [BEA_1] că majoritatea criteriilor menționate mai sus nu sunt decât cazuri particulare și forma propusă de autorii lor reprezintă un polinom de gradul doi în raport cu tensiunile exprimate în reperul de ortotropie.

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad (3.21)$$

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

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

$$F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_6 \tau_{12} + F_{11} \sigma_1^2 + F_{22} \sigma_2^2 + F_{12} \sigma_1 \sigma_2 + F_{66} \tau_{12}^2 = 1 \quad (3.22)$$

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

Pe de altă parte, s-a scris un mare număr de articole în care s-a încercat evaluarea acestui criteriu. Spre exemplu, Narayanaswami și Adelman au considerat în acest criteriu termenul $F_{12}=0$ și au conchis că acest lucru conduce la o precizie suficientă pentru aplicațiile practice iar Tennyson a optat pentru o formă cubică a acestui criteriu, astfel:

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j + F_{ijk} \sigma_i \sigma_j \sigma_k = 1 \quad (3.23)$$

c.2. Criteriul lui Goldenblat-Kopnov

Pentru materialele anizotrope, Goldenblat și Kopnov au propus un criteriu de forma:

$$\left(F_{ij} \sigma_{ij} \right)^\alpha + \left(F_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl} \right)^\beta + \left(F_{ijklmn} \sigma_{ij} \sigma_{kl} \sigma_{mn} \right)^\gamma + \dots = 1 \quad (3.24)$$

în care $i, j, k, l, m, n, \dots = 1, 2, 3$; F_{ij} , F_{ijkl} reprezintă coeficienți materiali sub forma unor componente ale tensorului de ordinul doi, patru, etc., care caracterizează rezistența compozitului, iar α , β , γ sunt constante care se determină experimental. Acest criteriu a prevăzut valori fixe pentru α , β , γ și anume $\alpha=1$; $\beta=0,5$; $\gamma=0,33$.

Literatura de specialitate oferă foarte multe criterii de rezistență pentru analiza materialelor anizotrope, dar trebuie folosit acel criteriu care să conducă la obținerea unor rezultate cât mai apropiate de cele obținute pe cale experimentală.

Trebuie menționat că literatura de specialitate se îmbogățește continuu cu noi criterii de cedare a materialelor compozite stratificate, armate cu fibre, aceasta și datorită faptului că problema criteriilor de cedare nu este încă rezolvată.

Pornind de la acest considerent, în paragraful următor se prezintă un model, elaborat de autoare, pentru descrierea comportării la rupere în cazul compozitelor stratificate, armate cu țesături, solicitate la încovoiere printr-o sarcină aplicată normal la planul straturilor.

3.4. Un model numeric al creșterii secvențiale a fisurii, în compozitele stratificate

Înțelegerea comportării la rupere a compozitelor stratificate cere studiul în detaliu al mecanismelor care se desfășoară la nivelul interfeței. Acest studiu a fost abordat, pentru prima dată, de Cook și Gordon [COO_1], care au dedus că fisurile se dezvoltă la nivelul interfeței atunci când raportul dintre rezistența interfeței și rezistența globală a compozitului este aproximativ 1:20.

A urmat o abordare energetică a acestei probleme, realizată de Kendall [KEN_1], care a considerat cazul diminuării oricărui modul elastic, pe direcția transversală interfeței.

Studii relativ recente [HE _1] au condus la estimarea dependenței raportului critic al rigidităților, funcție de modulele elastice ale materialului. Concluzia a fost că, pentru interfețele care au o rigiditate mult mai mică decât cea a materialelor vecine, fisura poate continua să urmărească interfața dar nu se dezvoltă după Modul I (deschidere), ci poate avea o componentă destul de mare după Modul II (forfecare). Combinarea celor două moduri de dezvoltare a fisurii a fost caracterizată cu mărimea Ψ , a cărei tangentă este egală cu raportul factorilor de intensitate a tensiunii, corespunzători forfecării, respectiv deschiderii și poate lua valori între $\Psi=0$ (Modul I) și $\Psi=90^\circ$ (Modul II), depinzând de geometria încărcării și proprietățile elastice ale celor două materiale.

În scopul estimării comportării la rupere a compozitelor multistrat am elaborat un model numeric care să descrie caracteristicile încărcării și fisurării acestui tip de material.

Modelul are la bază următoarele ipoteze:

1. Succesiunea evenimentelor constă în propagarea instantanee a unei fisuri la nivelul stratului superior (pe direcția grosimii), urmată de propagarea progresivă a fisurii interfaciale între stratul fisurat și cel de dedesupt (Fig. 3.4.a). Aceste mecanisme se succed alternativ până la ruperea completă a barci.

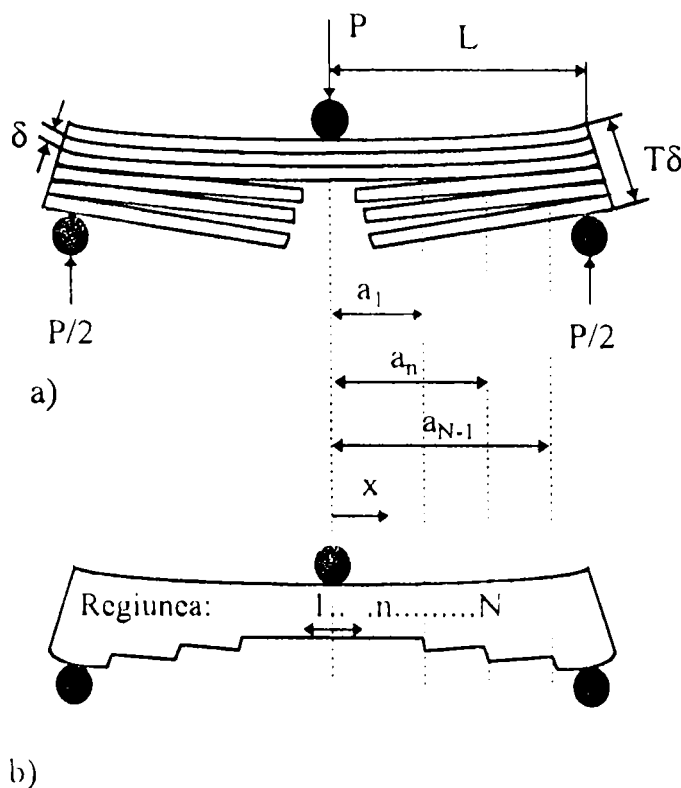
2. În scopul determinării complianțelor în fiecare stadiu al degradării barei, se consideră că fisura afectează capacitatea de încărcare. Se presupune că porțiunea stratului cuprinsă între fisura pe grosime și vârful fisurii interfaciale (de desprindere) nu poate să fie încărcată (Fig. 3.4.b).

3. Fisurile pe grosime apar în centrul secțiunii barei, iar fisurile interfaciale se propagă simetric față de centrul secțiunii barei.

4. Avansarea fisurii pe grosime este dictată de valoarea tensiunii maxime de întindere în stratul următor, iar cea a fisurii pe direcția interfeței, de valoarea energiei de deformație interfaciale.

Pe baza celor prezentate mai sus, pentru bara compozită stratificată, simplu rezemată, încărcată la mijloc cu o sarcină concentrată P , (fig. 3.4) se poate face următorul raționament.

Rigiditatea regiunii n a barei se poate scrie sub forma: EI_n , unde E este modulul de elasticitate longitudinal, iar I_n reprezintă momentul de inerție al regiunii n , dat de expresia:



$$I_n = \sum_{i=1}^n \frac{b[(T - z - 1 + i)\delta]^3}{12} \quad (3.25)$$

unde δ reprezintă grosimea unui strat, b este lățimea epruvetei, T este numărul de straturi și z , numărul total de fisuri interfaciale.

Datorită grosimii mici a straturilor (10^{-4} m), la însumarea momentelor de inerție s-au neglijat termenii rezultați din faptul că centrele de greutate ale secțiunilor barei, în diferite regiuni, nu se află pe axa în raport cu care se face calculul.

Figura 3.4. Ilustrarea schematică a aranjamentului geometric în timpul încărcării (a) și forma propusă pentru calculul capacității de încărcare a barei (b)

Momentul încovoietor, în toate regiunile, se poate scrie sub forma:

$$M = P(L - x)/2 \quad (3.26)$$

unde P este sarcina de încovoiere și L este semilungimea de încărcare a barei (fig.3.4).

Deplasările în fiecare regiune a barei se calculează prin integrarea ecuației fibrei medii deformată, adică:

$$\frac{d^2 Y_n}{dx^2} = -\frac{P(L - x)}{2EI_n} \quad (3.27)$$

$$\frac{dY_n}{dx} = -\frac{P}{2EI_n} \left(Lx - \frac{x^2}{2} + A_n \right) \quad (3.28)$$

$$Y_n = -\frac{P}{2EI_n} \left(\frac{Lx^2}{2} - \frac{x^3}{6} + A_n x + B_n \right) \quad (3.29)$$

unde A_n și B_n sunt constantele de integrare, caracteristice regiunii n .

Impunând condițiile la limită $y_1(x=0)=0$ și $dy_1/dx(x=0)=0$, se obțin:

$$A_1=0 \text{ și } B_1=0 \quad (3.30)$$

Împunerea primei condiții la limită, neobișnuită pentru acest tip de rezemare și încărcare, a fost sugerată de observarea în timpul determinărilor experimentale a faptului că deplasarea poansonului (respectiv creșterea săgeții y_1) este neglijabilă în raport cu creșterea sarcinii, până în momentul apariției primei fisuri.

Condițiile la limită între două regiuni adiacente se pot scrie ca:

$$dy_n/dx (x=\text{fisura } n) = dy_{n+1}/dx (x=\text{fisura } n) \quad (3.31)$$

$$y_n (x=\text{fisura } n) = y_{n+1} (x=\text{fisura } n) \quad (3.32)$$

Din condițiile la limită (3.31), rezultă:

$$\frac{1}{EI_n} \left(La_n - \frac{a_n^2}{2} + A_n \right) = \frac{1}{EI_{n+1}} \left(La_{n+1} - \frac{a_{n+1}^2}{2} + A_{n+1} \right) \quad (3.33)$$

de unde:

$$A_n = \left(\frac{EI_n}{EI_{n+1}} - 1 \right) \left(La_{n+1} - \frac{a_{n+1}^2}{2} \right) + \frac{EI_n}{EI_{n+1}} A_{n+1} \quad (3.34)$$

Din condiția la limită (3.32) rezultă:

$$\frac{1}{EI_n} \left(\frac{La_n^2}{2} - \frac{a_n^3}{6} + A_n a_n + B_n \right) = \frac{1}{EI_{n+1}} \left(\frac{La_n^2}{2} - \frac{a_n^3}{6} + A_{n+1} a_n + B_{n+1} \right) \quad (3.35)$$

de unde:

$$B_n = \left(\frac{EI_n}{EI_{n-1}} - 1 \right) \left(\frac{La_{n-1}^2}{2} - \frac{a_{n-1}^3}{6} \right) + \frac{EI_n}{EI_{n-1}} (A_{n-1} a_{n-1} + B_{n-1} - A_n a_{n-1}) \quad (3.36)$$

Înmulțind pe A_n din relația (3.34) cu a_{n-1} și înlocuind în relația (3.36), rezultă:

$$B_n = \left(\frac{EI_n}{EI_{n-1}} - 1 \right) \left(-\frac{La_{n-1}^2}{2} + \frac{a_{n-1}^3}{2} \right) + \frac{EI_n}{EI_{n-1}} B_{n-1} \quad (3.37)$$

Constantele A_1 și B_1 fiind cunoscute (3.30), rezultă că toate constantele din ecuația (3.29) pot fi evaluate. Astfel, comportarea barei poate fi în întregime descrisă.

Presupunând că există z fisuri ale barei, vor exista $n=z+1$ regiuni (fig. 3.4). Prin urmare, deplasarea poansonului poate fi evaluată înlocuind $n=z+1$ și $x=L$ în ecuația (3.29). Obținem:

$$Y_{z+1}(x=L) = -\frac{P}{2EI_{z+1}} \left(\frac{L^3}{3} + LA_{z+1} + B_{z+1} \right) \quad (3.38)$$

Complianța epruvetei este egală cu raportul dintre deplasare și sarcină, adică:

$$C = -\frac{1}{2EI_{z+1}} \left(\frac{L^3}{3} + LA_{z+1} + B_{z+1} \right) \quad (3.39)$$

Pentru a determina condiția de propagare a fisurii pe grosimea stratului, se consideră că aceasta se produce la o tensiune maximă în stratul următor, mai mare decât tensiunea critică de rupere a acestuia, adică:

$$\sigma_p > \sigma_{per} \quad (3.40)$$

Determinarea tensiunii σ_p se face în modul următor: se calculează tensiunea în strat, cu relația:

$$\sigma_x = -\frac{M y}{I} \quad (3.41)$$

unde y este distanța de la centrul stratului la axa neutră a compozitului, iar I este momentul de inerție al secțiunii stratului, în raport cu aceeași axa neutră.

Înlocuind în relația (3.41) momentul încovoietor din relația (3.26) și considerând că vârful de tensiune (tensiunea maximă) apare la suprafață, adică la $y=(T-z)\delta/2$, rezultă:

$$\sigma_p = -\frac{PL}{2I_1}(T-z)\frac{\delta}{2} \quad (3.42)$$

Considerăm acum, **condiția de propagare stabilă a fisurii interfaciale:**

$$G_i > G_{icr} \quad (3.43)$$

unde G_i este energia de deformație eliberată, iar G_{icr} este valoarea critică a energiei de deformație, peste care fisura interfacială se propagă nestabilizat.

Valoarea G_i este dată de relația:

$$G_i = \frac{P^2}{2b} \frac{dC}{da_z} \quad (3.44)$$

unde indicele z identifică interfața pe care se află fisura.

Dacă există două fisuri care se propagă:

$$G_i = \frac{P^2}{4b} \frac{dC}{da_z} \quad (3.45)$$

Utilizând relația (3.39), putem scrie variația complianței de forma:

$$\frac{dC}{da_z} = -\frac{1}{2EI_{z+1}} \left(L \frac{dA_{z+1}}{da_z} + \frac{dB_{z+1}}{da_z} \right) \quad (3.46)$$

Diferențiind relațiile (3.34) și (3.37) și înlocuindu-le în (3.46), obținem:

$$\frac{dC}{da_z} = -\frac{1}{2} \left(\frac{1}{EI_z} - \frac{1}{EI_{z+1}} \right) (L - a_z)^2 \quad (3.47)$$

Înlocuind (3.47) în (3.45), rezultă:

$$G_i = -\frac{P^2}{8b} \left(\frac{1}{EI_z} - \frac{1}{EI_{z+1}} \right) (L - a_z)^2 \quad (3.48)$$

Având în vedere că deformația rezultată după ruperea fiecărui strat este:

$$f_z = CP \quad (3.49)$$

Lucrul mecanic de rupere pentru strat va fi:

$$W_z = f_z P = CP^2 \quad (3.50)$$

În Fig. 3.5 se prezintă schematic algoritmul modelului descris mai sus.

Pornind de la această schemă și utilizând limbajul Access Basic am elaborat un program de calcul (ANEXA 1) cu ajutorul căruia, pentru datele de intrare corespunzătoare epruvetei de STICLOSTRATITEX utilizată, adică: $b=2 \times 10^{-2}$ m, $\delta=0,583 \times 10^{-2}$

^3m ; $L=5 \times 10^{-2}\text{m}$; $E=23 \times 10^9\text{N/m}^2$; $T=6$; $Z=0$; $A_0=0$; $B_0=0$; $n=1$, $N=6$, $P=100\text{N}$, $\Delta P=100\text{N}$.
 $\sigma_{\text{per}}=900 \times 10^6\text{N/m}^2$, $G_{\text{icr}}=6,72\text{J/m}^2$, s-au obținut rezultatele $P_{\text{max}}=4400\text{N}$ și $W_t=63,23\text{J}$.

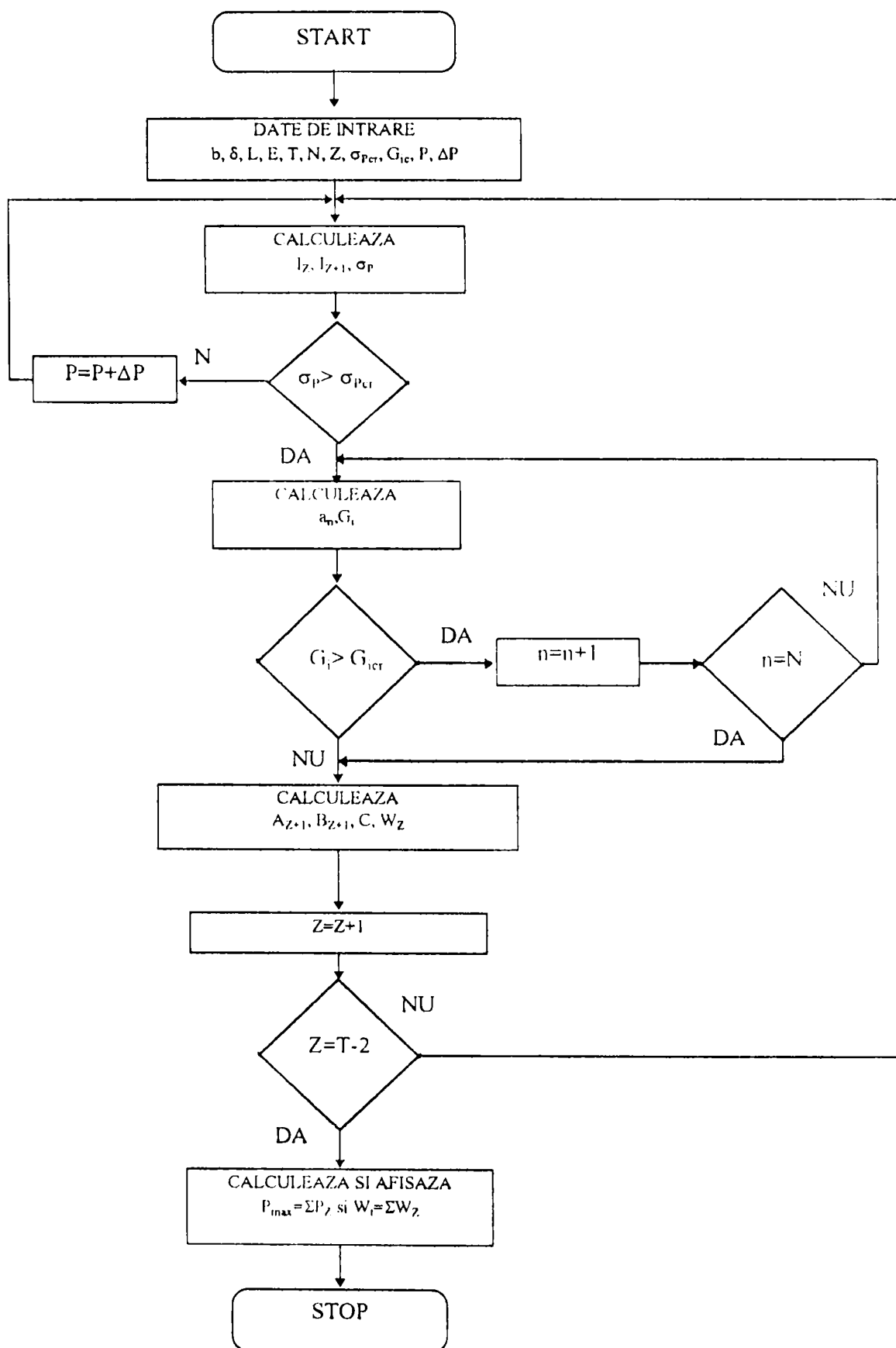


Figura 3.5. Schema logică care arată soluția algoritmului pentru modelul numeric elaborat

Valorile σ_{pcr} și G_{icr} s-au estimat cu ajutorul deformației maxime obținută experimental, adică $f_{\text{max}}=0,015$ m și relația:

$$\sigma_{\text{pcr}} = \frac{3ET\delta f_{\text{max}}}{2L^2} \quad (3.51)$$

respectiv, cu ajutorul deformației în momentul apariției primei fisuri, adică $f_1=0,001$ m și relația:

$$G_{\text{icr}} = \frac{3f_1^2 E}{2bL^4} (I_2 - I_1) \quad (3.52)$$

Dacă în expresia (3.52) se înlocuiește paranteza $(I_2 - I_1)$ cu valoarea corespunzătoare, respectiv $b\delta^3 [T^3 - (T-1)^3] / 12$ și se dă factor comun T^2 , se poate scrie:

$$G_{\text{icr}} = \frac{\sigma_{\text{pcr}}^2 \delta}{18E} \left[T - \frac{(T-1)^3}{T^2} \right] \quad (3.53)$$

Această relație poate fi simplificată, făcând observația că valoarea dintre parantezele drepte tinde la trei, când T devine maimare ca zece. Prin urmare, considerând că numărul de straturi al materialului nu va fi mai mare ca zece, se poate găsi, cu aproximație, valoarea maximă a grosimii pe care poate să o aibă un strat cu relația:

$$\delta_{\text{max}} = \frac{6EG_{\text{icr}}}{\sigma_{\text{pcr}}^2} \quad (3.54)$$

Pentru probarea veridicității modelului elaborat s-au făcut determinări experimentale asupra compozitului STICLOSTRATITEX (stratificat cu pânză de sticlă și rășină epoxidică). Cu ajutorul mașinii EDZ-20 s-au încercat la încovoiere în condițiile de rezemare și încărcare prezentate în Fig.3.4, 10 epruvete de dimensiuni 20x3,5x120 mm și s-au obținut rezultatele din Tabelul 3.1.

Tabelul 3.1. Rezultatele obținute în urma încercărilor experimentale

Epruveta	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
P_{max} [N]	4300	4205	4145	4325	4428	4397	4386	4410	4199	4288
W_t [J]	60,88	53,43	56,44	58,93	61,25	59,42	57,83	56,29	60,36	62,47

Calculul lucrului mecanic de rupere, W_t , s-a făcut prin planimetrarea suprafeței de sub curba sarcină-deformație.

CONCLUZII:

Pentru a descrie comportarea la rupere a epruvetelor din compozit stratificat armat cu țesături, epruvetele fiind simplu rezemate la capete și încărcate la mijloc cu o sarcină concentrată aplicată normal la planul straturilor, am elaborat un model de calcul numeric, capabil să evalueze forța maximă de încovoiere suportată de material și lucrul mecanic total de rupere.

Modelul se bazează pe calculul variației complianței epruvetei, în concordanță cu propagarea fisurilor pe grosimea straturilor și fisurilor interfaciale și utilizează un criteriu de tensiune maximă, pentru primul tip de fisuri și un criteriu energetic pentru celălalt tip.

Pentru validarea modelului, s-au făcut încercări pe epruvete din STICLOSTRATITEX, obținându-se rezultate cu valori foarte apropiate de cele estimate prin modelare (sarcina maximă estimată a fost $P_{max}=4400$ N, în timp ce valoarea medie a sarcinii maxime obținută experimental a fost $P_{max}=4308$ N, iar lucrul mecanic total de rupere estimat a fost $W_f=63,23$ J, în timp ce valoarea sa medie, determinată experimental, a fost $W_f=58,83$ J).

Aplicabilitatea modelului este limitată de grosimea materialului. Considerând că materialul nu are mai mult de 10 straturi, se poate determina, printr-o expresie analitică simplă, valoarea maximă a grosimii unui strat. Această relație poate fi considerată drept un criteriu aproximativ de optimizare.

3.5. Influența concentratorilor de tensiune asupra comportării la rupere a compozitelor stratificate armate cu țesături, supuse la solicitări statice

Structurile din materiale compozite prezintă, dincolo de avantajele unei greutate reduse și unui număr mai mic de componente, comparativ cu corespondentele lor metalice și posibilitatea unei realizări facile a configurațiilor complicate. O proiectare incorectă însă, poate anula aceste avantaje deoarece compozitele sunt mai puțin tolerante la discontinuitățile mecanice cerute adesea în realizarea ansamblurilor și elementelor de prindere. Din acest motiv, este necesară o bună cunoaștere a comportării structurilor din materiale compozite, sub influența concentratorilor de tensiune.

Materialul utilizat în timpul determinărilor experimentale a fost un compozit stratificat din rășină tip DINOX-RD, armată cu pânză de sticlă tip E-014. Epruvetele supuse la încercări de tracțiune, încovoiere și răsucire statică au fost croite cu axele principale x și z paralele cu fibrele țesăturii.

Forma și dimensiunile epruvetelor este prezentată în Fig.3.6 și, respectiv Tabelul 3.2.

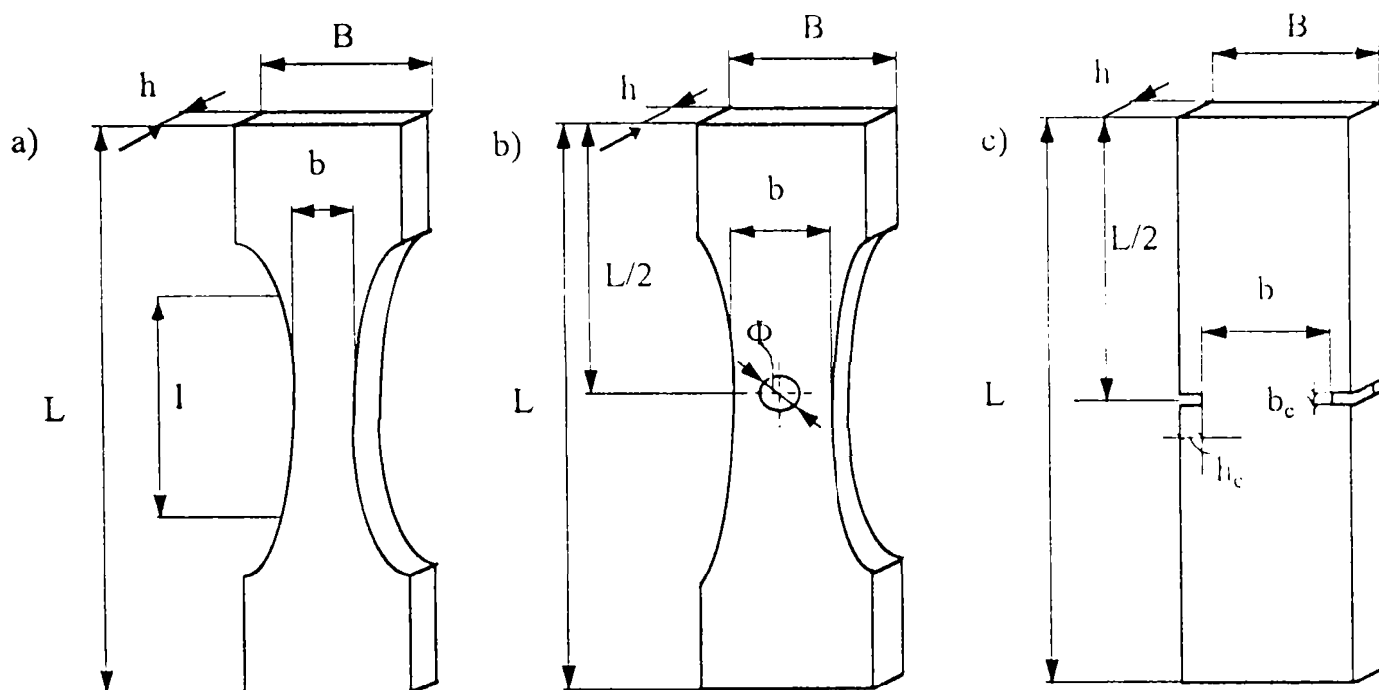


Fig.3.6. Forma și dimensiunile epruvetelor utilizate în timpul determinărilor experimentale: a) epruveta fără concentrator; b) epruveta cu gaură; c) epruveta cu creștături.

Tabelul 3.2. Caracteristicile geometrice ale epruvetelor utilizate în timpul încercărilor de tracțiune, încovoiere și răsucire statică

Dimensiunile epruvetei	b [mm]	b _c [mm]	B [mm]	h [mm]	h _c [mm]	l [mm]	L [mm]	φ [mm]
Tracțiune	10	1,3	20	2,4	5	72	200	5
Încovoiere	15	1,3	20	2,4	2,5	80	100	5
Răsucire	15	1,3	20	3,4	2,5	90	200	5

În urma încercării la tracțiune, a celor trei tipuri de epruvete din Fig.3.6, s-au obținut rezultatele prezentate în Tabelul 3.3. În acest tabel, σ_{rt} reprezintă rezistența de rupere la tracțiune iar δ este lungirea totală a barei, calculate cu relațiile:

$$\sigma_{rt} = \frac{F_{max}}{A}; \quad \delta = \frac{F_{max} \cdot \ell}{EA} \quad (3.55)$$

Tabelul 3.3. Rezultatele obținute în urma încercării la tracțiune

Epruveta netedă		Epruveta cu gaură		Epruveta cu creștături	
σ_{rt} [MPa]	δ [mm]	σ_{rt} [MPa]	δ [mm]	σ_{rt} [MPa]	δ [mm]
333,3	9	310,4	7	237,5	5

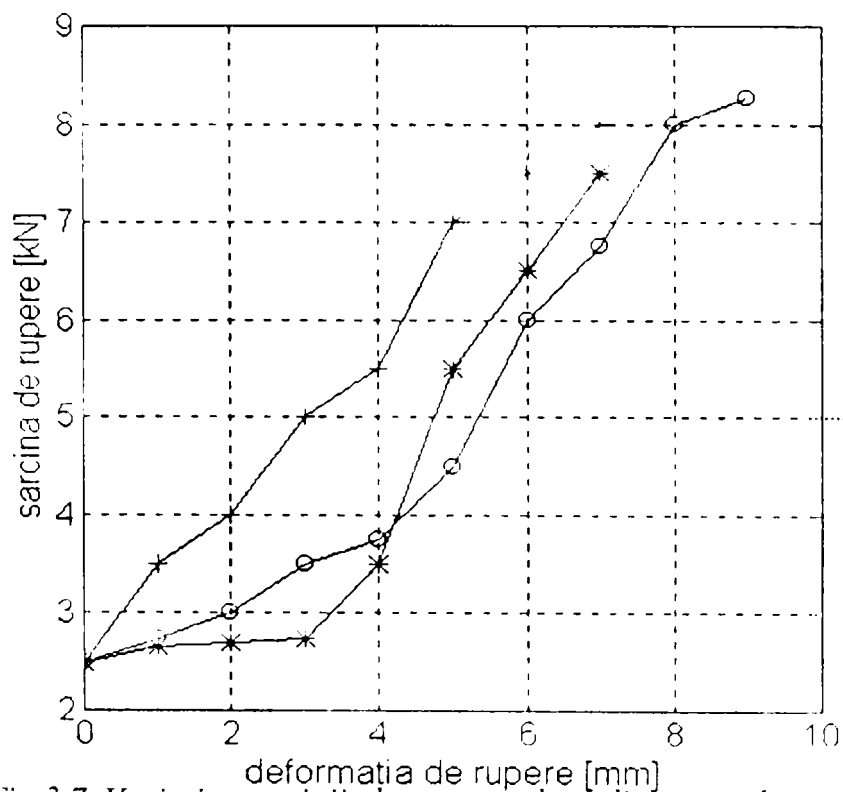


Fig.3.7 Variația sarcinii de rupere, la solicitarea de tracțiune, funcție de tipul concentratorului: o epruveta fără concentrator; * epruveta cu gaură; + epruveta cu creștătură

TIPUL SOLICITĂRII: TRACȚIUNE

MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ TIP DINOX-RD ARMATĂ CU PĂNZĂ DE STICLĂ TIP E-014

REZULTATE EXPERIMENTALE

EPRUVETA FĂRĂ CONCENTRATOR: $F_{max} = 5700\text{N}$; $\delta_{max} = 9\text{mm}$; $\sigma_r = 333,3\text{MPa}$.



EPRUVETA CU GAURĂ: $F_{max} = 4950\text{N}$; $\delta_{max} = 7\text{mm}$; $\sigma_r = 310,4\text{MPa}$.



EPRUVETA CU CREȘTĂTURI: $F_{max} = 4500\text{N}$; $\delta_{max} = 5\text{mm}$; $\sigma_r = 237,5\text{MPa}$.



unde F_{max} este forța maximă de solicitare, l este lungimea inițială a epruvetei, E este modulul de elasticitate longitudinal, determinat anterior în paragraful 2.3 și având valoarea 17060MPa iar A este aria secțiunii nete inițiale.

În Fig.3.7 s-a reprezentat grafic variația sarcinii de rupere la tracțiune, funcție de deformație, pentru cele trei tipuri de epruvete.

În Fig.3.8 se prezintă aspectul secțiunilor de rupere la tracțiune.

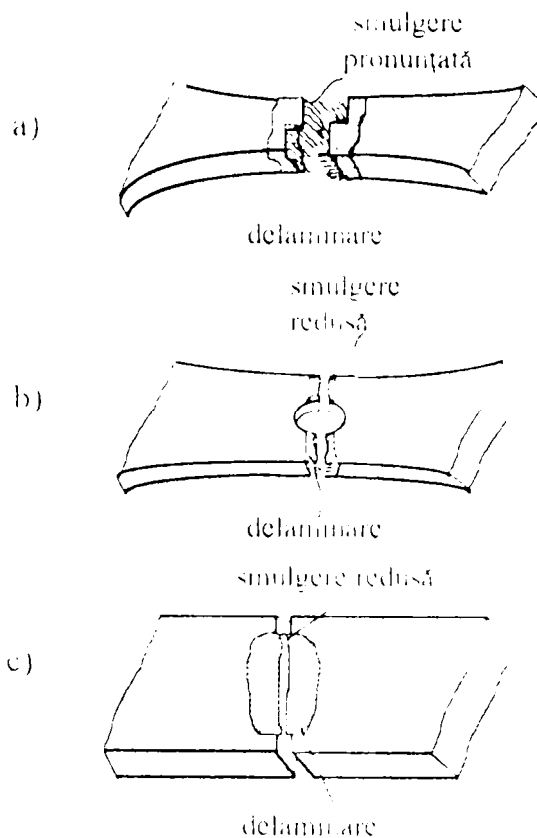


Fig.3.8 Aspectul secțiunilor de rupere la tracțiune a) epruveta fără concentrator; b) epruveta cu gaură; c) epruveta cu creștături

În urma efectuării încercărilor la tracțiune, s-a observat că la capătul fix al epruvetei, în zona găurii de prindere, apare o degradare locală a materialului, sub formă de strivire, datorită contactului cu capătul bolțului de fixare în dispozitiv. Se constată, prin urmare și în cazul materialelor compozite, valabilitatea teoriei lui Hertz [GAF_1].

Analizând rezultatele din Tabelul 3.3 se constată că, la solicitarea de tracțiune, rezistența este mai mică cu 23,4% la epruveta cu gaură și cu 28,7% la epruveta cu creștături, față de epruveta fără concentratori, dar cu aceeași secțiune netă. De asemenea, prezența concentratorului conduce la scăderea lungirii totale a epruvetei, prin urmare, la scăderea elasticității materialului.

Aspectul secțiunilor de rupere, prezentat în Fig.3.8, determină următoarele observații: la epruveta fără concentrator se constată o delaminare (2mm) și smulgerea fibrelor (5mm) iar secțiunea de rupere este aproximativ plană și normală pe axa epruvetei; la epruveta cu gaură secțiunea de rupere este, de asemenea, plană și normală la axa epruvetei, dar zona de delaminare este mai mică (cca. 1mm) și smulgerea este redusă (cca.1.5mm); la epruveta cu creștături ruperea s-a produs, de asemenea, pe direcția normală la axa longitudinală a epruvetei, delaminarea fiind, de astă dată, mult mai extinsă (cca. 5mm, de fiecare parte a secțiunii de rupere) iar smulgerea redusă la cca. 1mm.

În urma încercării la încovoiere a celor trei tipuri de epruvete din Fig.3.6, s-au obținut rezultatele prezentate în Tabelul 3.4, unde cu σ_{ri} s-a notat rezistența de rupere la încovoiere și cu f_r , săgeata la rupere calculate cu relațiile:

$$\sigma_{ri} = \frac{M_{i\max}}{w_y} = \frac{3F\ell}{2hb^2}; f_r = \frac{F\ell^3}{48EI_y} = \frac{F\ell^3}{4Ehb^3} \quad (3.56)$$

În relațiile (3.56), F reprezintă sarcina de rupere, ℓ este distanța dintre reazeme iar h și b sunt dimensiunile secțiunii transversale. În Fig.3.9 se prezintă aspectul secțiunilor de rupere la încovoiere.

Tabelul 3.4. Rezultatele obținute în urma încercării la încovoiere

Epruveta fără concentrator		Epruveta cu gaură		Epruveta cu creștături	
σ_{ri} [MPa]	f_r [mm]	σ_{ri} [MPa]	f_r [mm]	σ_{ri} [MPa]	f_r [mm]
444	3,5	422	3,4	400	3,3

TIPUL SOLICITĂRII: ÎNCOVOIERE

MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ
TIP DINOX-RD ARMATĂ CU PĂNZĂ DE STICLĂ TIP E-014

CU GROSIMEA 2.4mm

REZULTATE EXPERIMENTALE

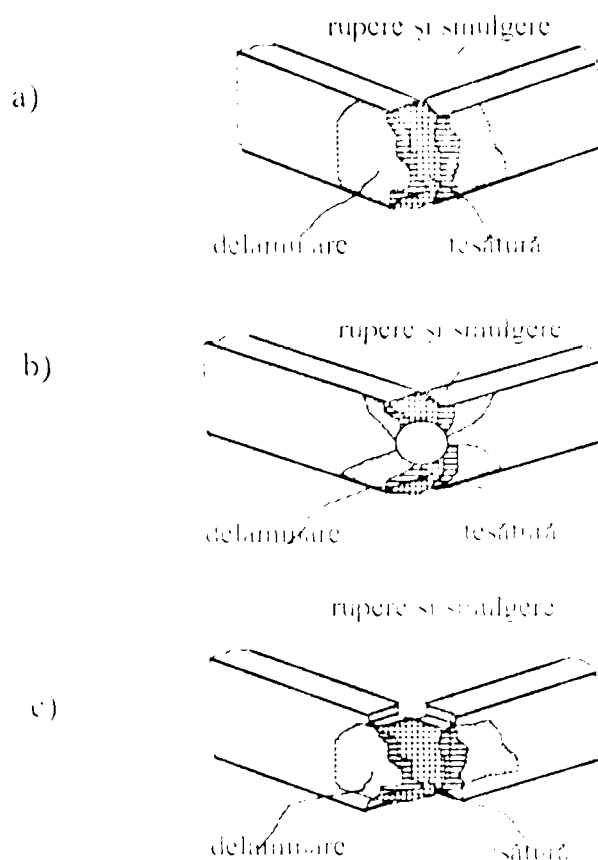
EPROVETA FĂRĂ CONCENTRATOR: $F_{MAX} = 3800N$; $f_{MAX} = 3,5mm$; $\sigma_r = 444MPa$.EPROVETA CU GAURĂ: $F_{MAX} = 3700N$; $f_{MAX} = 3,4mm$; $\sigma_r = 422MPa$.EPROVETA CU CRESTĂTURI: $F_{MAX} = 3600N$; $f_{MAX} = 3,3mm$; $\sigma_r = 400MPa$.

Fig.3.9. Aspectul secțiunilor de rupere la încovoiere: a) epruveta fără concentrator; b) epruveta cu gaură; c) epruveta cu creștături

Analizând rezultatele din Tabelul 3.4 se constată că, la solicitarea de încovoiere perpendicular pe planul țesăturii, materialul a suportat tensiuni mult mai mari decât la solicitarea de tracțiune în lungul țesăturii și anume: pentru epruveta fără concentrator rezistența la rupere a fost cu 70% mai mare, pentru epruveta cu gaură cu 62% și pentru epruveta cu creștături cu 58% mai mare.

Aspectul secțiunilor de rupere, prezentat în Fig.3.9, conduce la următoarele observații: la epruveta fără concentrator, în timp ce pe fața supusă la întindere apare o delaminare pronunțată (9mm) și smulgere (2mm), pe fața supusă la compresiune delaminarea este redusă (1mm) iar smulgerea lipsește deoarece, pe această față ruperea nu a fost completă; la epruveta cu gaură, pe fața supusă la întindere zona delaminată are formă trapezoidală, cu baza mică lungă de cca. 4mm și tangentă la gaură și baza mare lungă de cca. 7mm în lungul epruvetei iar pentru fața supusă la compresiune sunt valabile observațiile făcute la epruveta fără concentrator; la epruveta cu creștături, pe fața supusă la întindere aspectul zonei delaminate este asemănător cu cel de la tracțiune, dar întinderea zonei este redusă la cca. 3,5mm.

În urma încercării la răsucire a celor trei tipuri de epruvete din Fig.3.6, s-au obținut rezultatele prezentate în Tabelul 3.5, unde cu τ_r s-a notat rezistența de rupere la răsucire și cu θ_r , răsucirea specifică la rupere calculate cu relațiile:

$$\tau_r = \frac{M_t}{\alpha h b^2}; \quad \theta_r = \frac{M_t}{\beta h b^3 G} \quad (3.57)$$

În relațiile (3.57), M_t reprezintă momentul de torsiune maxim, G este modulul de forfecare determinat anterior în paragraful 2.5 și având valoarea 4400MPa iar h și b sunt dimensiunile secțiunii transversale. În Fig.3.10 se prezintă aspectul secțiunilor de rupere la răsucire.

Tabelul 3.5. Rezultatele obținute în urma încercării la răsucire

Epruveta fără concentrator		Epruveta cu gaură		Epruveta cu creștături	
τ_r [MPa]	θ_r [rad]	τ_r [MPa]	θ_r [rad]	τ_r [MPa]	θ_r [rad]
148,51	0,049	132,6	0,025	63,57	0,023

TIPIU SOLICITĂRIE: RĂSUCIRE.

MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ TIP
DIXON-RD ARMATĂ CU PĂNZĂ DE STICLĂ TIP E-914

CU GROSIMEA 3,5mm

R. ZUL ATIE EXPERIMENTALE

EPRUVETA FĂRĂ CONCENTRATOR: $M_{MAX} = 6,5 Nm$; $\phi_{MAX} = 279^\circ$; $\tau_r = 132,6 MPa$



EPRUVETA CU GAURĂ: $M_{MAX} = 11 Nm$; $\phi_{MAX} = 141^\circ$; $\tau_r = 148,51 MPa$



EPRUVETA CU CRESTĂTURI: $M_{MAX} = 5,5 Nm$; $\phi_{MAX} = 124^\circ$; $\tau_r = 63,57 MPa$

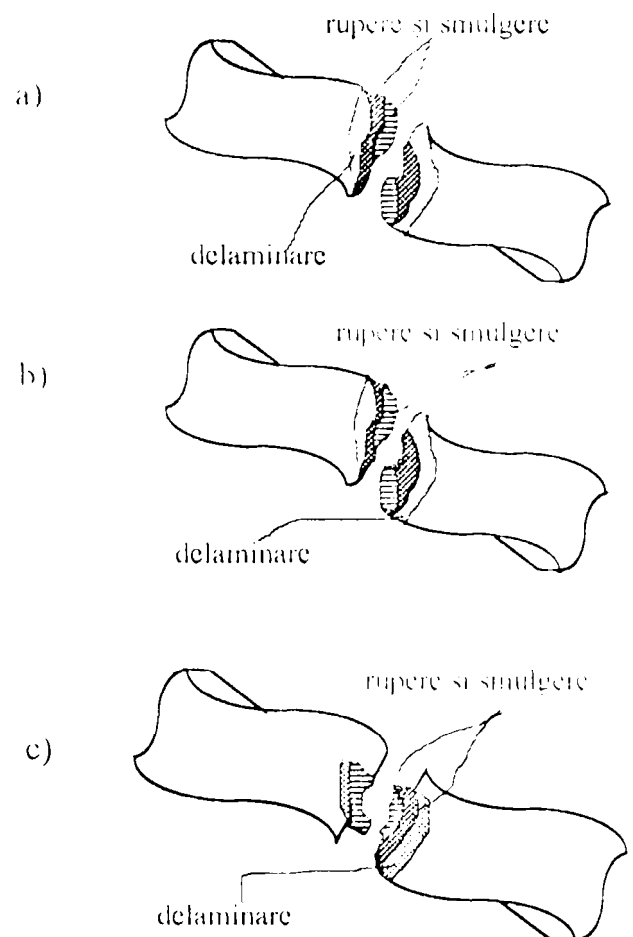


Fig 3.10. Aspectul secțiunilor de rupere la răsucire: a) epruveta fără concentrator; b) epruveta cu gaură; c) epruveta cu creștături.

Analizând rezultatele din Tabelul 3.5, se constată că la solicitarea de răsucire materialul a suportat tensiuni mult mai mici decât la solicitarea de tracțiune și anume: pentru epruveta fără concentrator rezistența la rupere a fost cu 72% mai mică, pentru epruveta cu gaură cu 52% iar pentru epruveta cu creștături cu 60% mai mică.

Aspectul secțiunilor de rupere, prezentat în Fig.3.10, conduce la următoarele observații: la epruveta fără concentrator se constată din nou delaminare (2mm) și smulgerea fibrelor (4mm); la epruveta cu gaură se observă că ruperea a avut loc după direcția spiralei de răsucire, fiind însoțită de delaminare (1mm) și smulgere; la epruveta cu creștături se observă aceleași mecanisme de distrugere ca la solicitările anterioare, respectiv delaminare (1mm) și smulgere (2mm).

Comparând valorile obținute în timpul determinărilor experimentale pentru rezistența de rupere la tracțiune și încovoiere, cu cele din literatură (prezentate în Tabelul 2.3, paragraful 2.6), se observă o bună concordanță.

CONCLUZII:

Tensiunile de rupere pentru compozitele din rășină epoxidică armată cu țesături din fibre de sticlă sunt, în general, mari iar deformațiile la rupere sunt, în general, mici.

La proiectarea pieselor din astfel de materiale compozite este indicat să se urmărească ca țesătura să fie identic așezată în toate straturile și solicitarea de întindere să aibă loc după direcția urzelii țesăturii.

Poziționarea și dimensionarea concentratorilor de tensiuni (găuri, creștături) trebuie să se facă astfel încât secțiunea rămasă să fie suficient de mare pentru a reprezenta microstructura compozitului.

Pentru toate tipurile de solicitări studiate, se constată sensibilitatea materialului la prezența concentratorilor de tensiuni. Acest fapt se explică prin aceea că un concentrator reprezintă de fapt o prefisură care întrerupe complet legătura fibrelor în zona respectivă. Spre deosebire de aceasta, în cazul fisurii naturale (care apare la epruveta cu aceeași secțiune netă, dar fără concentrator) există puntea de fibre care permite, atunci când una din fibre cedeză, ca sarcina ei să fie preluată de fibrele rămase intacte.

În cazul solicitării la încovoiere perpendicular pe planul țesăturii, materialul a suportat o tensiune mult mai mare decât la solicitarea de tracțiune și anume: cu 70% mai mare pentru epruveta fără concentrator, cu 60% mai mare pentru epruveta cu găură și cu 58% mai mare pentru epruveta cu creștături;

La solicitarea de răsucire, materialul a suportat o tensiune mult mai mică decât la solicitarea de tracțiune și anume: cu 72% mai mică pentru epruveta fără concentrator, cu 52% mai mică pentru epruveta cu gaură și cu 60% mai mică pentru epruveta cu creștături.

CAPITOLUL 4

CONTRIBUȚII PRIVIND DEZVOLTAREA FENOMENULUI DE DEGRADARE LA OBOSEALĂ ÎN UNELE MATERIALE COMPOZITE

4.1. Introducere

Un număr relativ mare de reviste recente au prezentat stadiul actual al înțelgerii degradării, în compozitele supuse la oboseală. Autorii acestor lucrări au prezentat sistematizat, sub forma unor scheme conceptuale, evaluarea performanțelor la oboseală ale materialelor compozite, bazate pe "hărțile" mecanismelor certe ale degradării și numite diagrame ale duratei de viață la oboseală.

În acest scop, în acest capitol sunt descrise mecanismele degradării fibrelor, matricei și interfeței, în compozitele unidirecționale cu fibre fragile (sticlă) și matrice ductilă (polimer).

4.2. Mecanismele degradării matricei

Procesul de oboseală în polimeri este similar celui din metale, în sensul că el conține două stadii: inițierea fisurii și creșterea fisurii (Dew - Hghes și Way 1973, Williams 1981). Matricea polimeră ranforsată cu fibre este subiectul deformației de oboseală, controlată prin acțiunea de constrângere exercitată de fibre. Procesul degradării poate fi descris astfel: inițierea fisurilor din defectele matricei și creșterea lor până ating interfața, creștere care poate fi încetinită dacă tensiunea la vârful fisurii este insuficientă pentru ruperea fibrei.

Pentru deformații suficient de mici, fisurile pot fi limitate numai la matrice, crescând numai numărul lor (Fig.1.2.b). Acest proces poate fi caracterizat ca "modul de distrugere dispersat al matricei".

Pentru deformații mari, fibrele de la vârful fisurii se pot distruge atunci când fisurile matricei cresc. Dacă o fisură este suficient de lungă, tensiunea de forfecare la vârful ei poate deveni suficient de mare pentru a cauza distrugerea interfeței (Fig.1.2.c).

În compozitele a căror interfață are rezistență mare la forfecare, creșterea fisurii poate fi restrânsă la un singur plan, normal la fibre, conducând la o rupere plană.

Dacă rezistența la forfecare a interfeței este mică, suprafața de rupere va fi de tip "mătură". În contrast cu modul anterior de distrugere, la care creșterea fisurii poate fi restrânsă numai la matrice, acest mod de distrugere poate fi denumit "modul de distrugere localizată a matricei".

4.3. Mecanismele degradării fibrei

Fibrele fragile nu prezintă o comportare la oboseală în sensul uzual al cuvântului deoarece, pentru acest tip de fibre nu există o creștere stabilă a fisurii sub sarcina de oboseală. Creșterea unei fisuri, dintr-un defect existent, are loc instantaneu, traversând întreaga secțiune transversală. Prin urmare, pentru o fibră individuală, distrugerea poate fi considerată ca rezultatul unei tensionări generale, cum ar fi ruperea statică.

Pentru un mănunchi de fibre, așa cum găsim în compozite, degradarea la oboseală poate fi privită în termenii numărului de fibre rupte. Atâta timp cât tensionarea generală este cauza distrugerii fibrei individuale, orice fibră se poate rupe într-un punct slab al lungimii sale, sau într-un punct cu concentrare locală a tensiunilor, cum ar fi vârful fisurii matriciei.

Ruperea singulară a fibrei depinde, prin urmare și de starea matriciei. În acest sens se pot imagina trei situații și anume: când matricea este intactă, când matricea a fost fisurată în modul de distrugere dispersată și când secțiunea transversală a matriciei este complet fisurată prin modul de distrugere localizată.

Când matricea este intactă, distrugerea singulară a fibrei, într-un punct slab al acesteia, va conduce la situația ilustrată în Fig.4.1.a. Distrugerea fibrei va cauza o concentrare a tensiunilor de forfecare în interfață și poate conduce la desprinderea fibrei din matrice. Golul creat în matrice va suplimenta tensiunea locală de întindere, conducând la o fisură transversală.

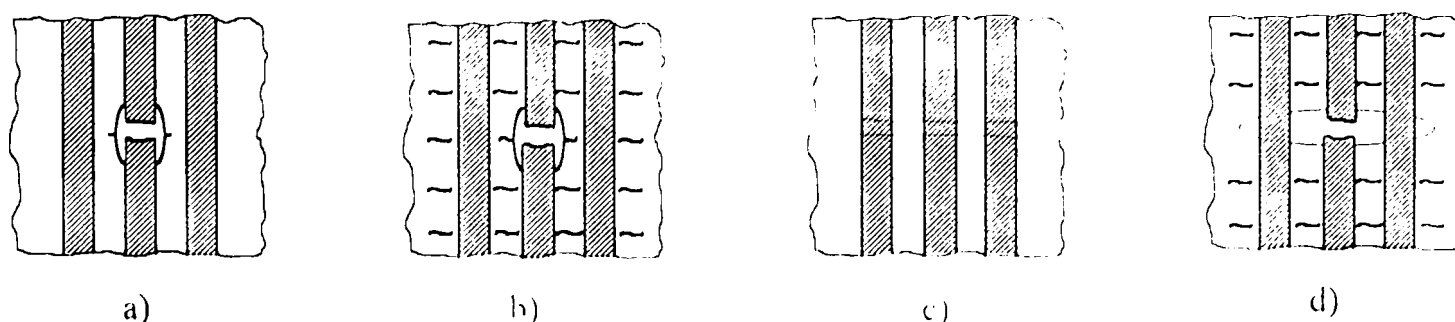


Fig.4.1. Degradarea fibrei: a) fibra se rupe, cauzând desprinderea interfeței; b) fibra se rupe, conducând la creșterea fisurii matriciei; c) puntea de fibre, peste fisura matriciei; d) combinații ale a), b), c).

Fig.4.1.b. ilustrează o situație în care fibra s-a distrus în vecinătatea vârfului fisurii din matrice care, la rândul ei, a fost distrusă după "modul de distrugere dispersată". Aici, distrugerea fibrei produce creșterea lungimii fisurii, conducând la apariția unor tensiuni suplimentare în vecinătatea fibrelor.

Puntea de fibre creată peste fisura matriciei este arătată în Fig.4.1.c. Sarcina emisă prin fisurarea matriciei este distribuită, în mod egal, în toată puntea de fibre. Astfel, fibrele devin un

mănunchi liber, care se smulge paralel cu direcția de solicitare. Fibra cea mai slabă se distruge prima, iar sarcina emisă prin ruperea ei este preluată, în mod egal, de fibrele rămase.

Într-un compozit, cele trei situații de degradare pot exista separat sau combinat, ca în Fig.4.1.d. Este de așteptat ca, într-un compozit dat, cele trei situații să apară fiecare într-o zonă de dominație, dată de nivelul deformației ciclice aplicate.

4.4. Mecanismele degradării interfeței

O interfață nu este, în întregime, bine definită. Ea este vizualizată ca un strat subțire, care conține materialele matricei și fibrei, poziționat la limita dintre cele două faze. Proprietățile ei de rezistență sunt limitate de proprietățile de rezistență ale fazei mai slabe. Comportarea interfeței este puțin cunoscută și, cu atât mai puțin cunoscute sunt caracteristicile ei de degradare. Printr-o abordare simplificată, fisurarea paralelă la fibre poate fi privită ca o degradare interfacială. Această degradare poate avea loc în două moduri de bază: modul de întindere și modul de forfecare, cauzate de Modul I și, respectiv Modul II de creștere a fisurii. Un exemplu de degradare interfacială de tip forfecare este arătat în Fig.1.2.c.

4.5. Mecanismele degradării la oboseală prin încovoiere plană, în compozitele stratificate armate cu țesături

4.5.1. Descrierea mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere plană

Construcția de aparate, utilaje, instalații, mașini industriale, etc. ale căror piese sau componente sunt supuse la încărcări variabile vizează ruperea sau distrugerea totală a construcției, în timpul funcționării. Pentru încercarea materialelor la solicitări variabile s-au realizat diferite tipuri de mașini, unele cu destinație universală, care pot efectua încercări la tracțiune, compresiune, tracțiune-compresiune, încovoiere și răsucire ca, de exemplu, vibratorul Amsler, sau mașini specializate care pot efectua un singur fel de solicitare, care pot fi, mecanice, acționate cu excentric, cu șurub de forță, cu axe sau mase în mișcare de rotație, mașini cu acționare electromecanică sau magnetică, mașini hidraulice sau electrohidraulice [CER_5].

Determinările experimentale prezentate în această lucrare s-au efectuat pe o mașină mecanică cu excentric, proiectată și realizată practic de colectivul Catedrei de Rezistența Materialelor de la Facultatea de Mecanică din Craiova. Această mașină impune epruvetei o deformare alternantă de încovoiere plană, printr-un ciclu alternant simetric sau asimetric, sau printr-un ciclu pulsator (Fig.4.2 - 4.3). De asemenea, oferă posibilitatea

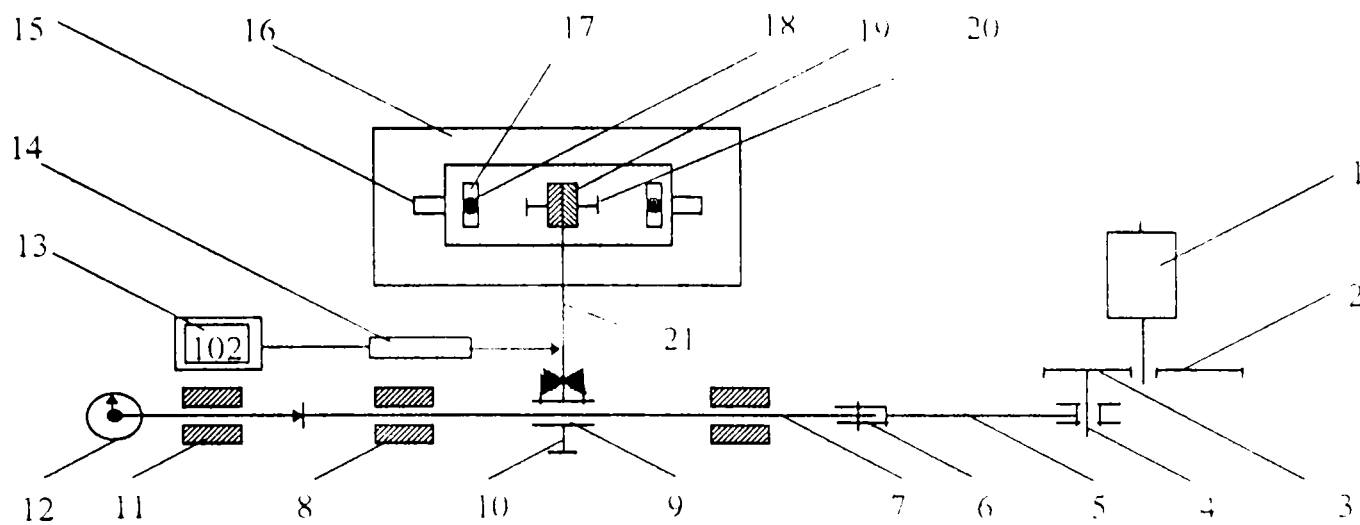
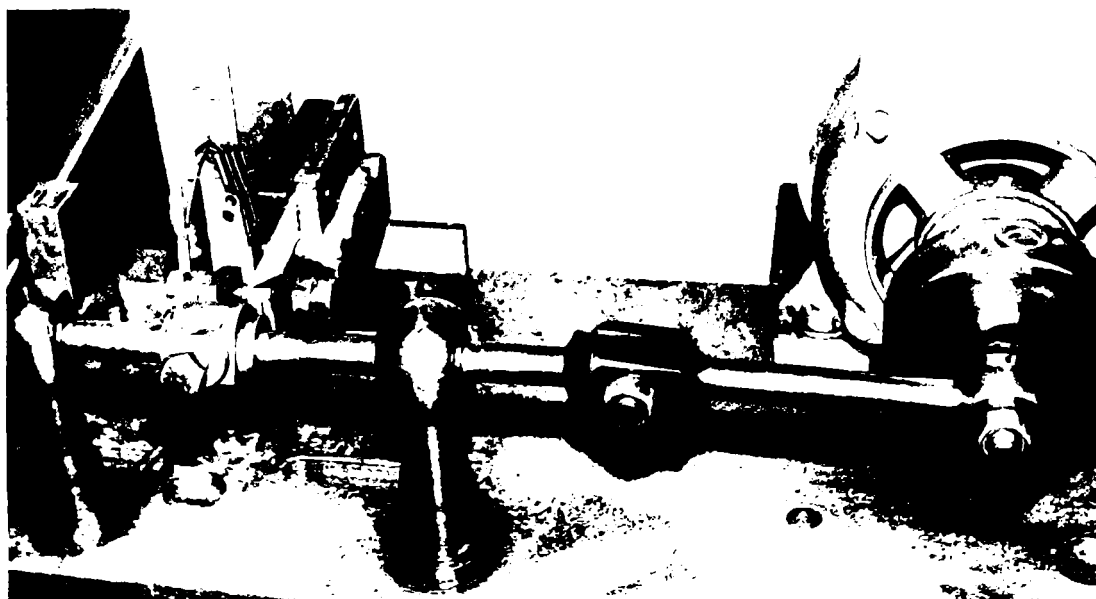


Fig. 4.2. Schița de principiu a mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere plană: 1- motor electric; 2- mecanism de reglare a excentricității; 3- disc excentric; 4- butonul excentricului; 5- bielă; 6- axul de articulație; 7- tija de acționare; 8- lagăre; 9- furca de solicitare a epruvetei; 10- șurub de fixare; 11- suport rabatabil; 12- ceas comparator; 13- contor; 14- manărător de impulsuri; 15- canale de reglare în sens longitudinal; 16- placă suport; 17- canale de reglare în sens transversal; 18- șuruburi de fixare; 19- menșină; 20- șuruburi de fixare a epruvetei; 21- epruveta.

a)



b)

Fig. 4.3. a) - vedere generală a dispozitivului de încercare la oboseală prin încovoiere plană și vedere generală; b) - detaliu asupra dispozitivului de prindere a epruvetei și manărătorului de impulsuri

unui reglaj foarte fin al amplitudinii ciclului, cu ajutorul unui excentric special cu șurub, cu echilibrare statică parțială a forței de inerție.

Selectarea tipului de ciclu de solicitare dorit se realizează fie prin dispozitivul de acționare al capătului liber al epruvetei, fie cu ajutorul menghinei de încastrare al capătului epruvetei.

Spațiul x , parcurs de furca 9, de solicitare a epruvetei se poate calcula, conform Fig.4.4, cu relația stabilită din triunghiurile OAB, OCB, ABC.

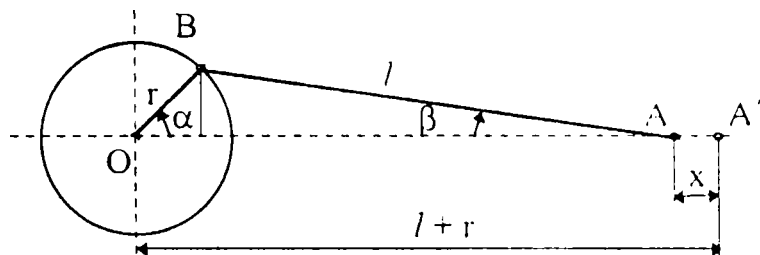


Fig.4.4. La calculul spațiului parcurs de furca de solicitare a epruvetei

$$x = r \left(1 - \cos \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin^2 \alpha \right) \quad (4.1)$$

unde: r este raza manivelei, care poate lua valori între 0 și 10mm; l este lungimea bielei, egală cu 137mm.

$$\lambda = r/l - f(r).$$

Demonstrația relației (4.1.) este următoarea:

$$x = OA' - OA \quad (1)$$

unde:

$$OA = l \cos \beta + r \sin \alpha \quad (2)$$

dar:

$$\cos \beta = \sqrt{1 - \sin^2 \beta} = \sqrt{1 - \frac{r^2 \sin^2 \alpha}{l^2}} \quad (3)$$

Deoarece raportul r/l este subunitar, dezvoltarea în serie a radicalului se poate limita, cu o bună aproximație, la primii doi termeni, adică se poate considera:

$$\cos \beta \cong 1 - \frac{1}{2} \frac{r^2}{l^2} \sin^2 \alpha \quad (4)$$

Prin urmare:

$$OA = l \left(1 - \frac{1}{2} \frac{r^2}{l^2} \sin^2 \alpha \right) + r \cos \alpha \quad (5)$$

Rezultă spațiul:

$$\begin{aligned} x &= l + r - \left[l \left(1 - \frac{1}{2} \frac{r^2}{l^2} \sin^2 \alpha \right) + r \cos \alpha \right] = \\ &= r \left(1 - \cos \alpha + \frac{r}{2l} \sin^2 \alpha \right) = \\ &= r \left(1 - \cos \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin^2 \alpha \right) \end{aligned} \quad (6)$$

Viteza de solicitare a epruvetei este dată de relația:

$$v = \frac{dx}{dt} = r\omega \left(\sin\alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right) \quad (4.2)$$

unde: $\omega = d\alpha/dt$ este viteza unghiulară, adică $\omega = \pi n/30$, n fiind turația motorului electric de antrenare, $n = 1400$ rot/min.

Accelerația tijei de solicitare a epruvetei este:

$$a = \frac{dv}{dt} = r\omega^2 (\cos\alpha + \lambda \cos 2\alpha) \quad (4.3)$$

sau

$$a = r \frac{\pi^2 n^2}{900} (\cos\alpha + \lambda \cos 2\alpha) \quad (4.4)$$

Spațiul x poate fi determinat și experimental, cu ajutorul ceasului comparator, cu precizia 0,01 mm.

Pentru încercare se pot folosi atât epruvete cilindrice, cât și epruvete cu secțiunea dreptunghiulară, cu moment de inerție constant (Fig.4.5.a) sau variabil (Fig.4.5.b).

Deformația maximă este:

$$f = PL_c^3 / 3EI_y \quad \text{pentru epruvete cu secțiunea constantă;}$$

$$f = PL_c^3 / 2EI_y \quad \text{pentru epruvete cu secțiunea variabilă.}$$

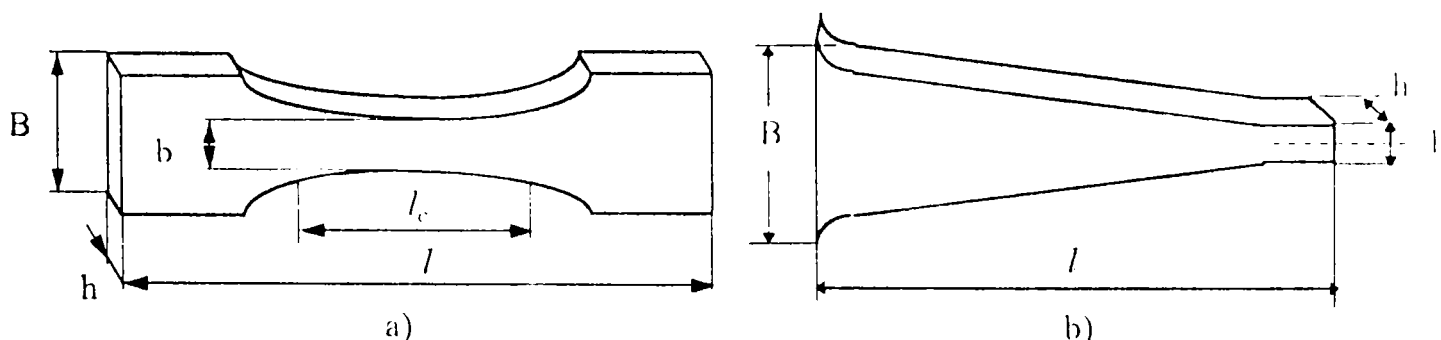


Fig.4.5. Représentarea schematică a tipurilor de epruvete care se pot testa pe mașina de încercat la oboseală prin încovoire plană utilizată în timpul determinărilor experimentale: a) epruveta cu moment de inerție constant; b) epruveta cu moment de inerție variabil.

Pentru încercarea unui set de epruvete cu moment de inerție constant se pornește de la relația tensiunii la încovoire și de la relația săgeții maxime pentru epruveta încastrată la un capăt și încărcată la capătul liber cu o sarcină alternant simetrică P .

$$\sigma_{max} = \frac{M_{max}}{W_y} = \frac{6P\ell}{bh^2}; \quad f_{max} = \frac{P\ell^3}{3EI_y} = \frac{4P\ell^3}{Ebh^3} \quad (4.5)$$

Prima epruvetă din set se încercă la tensiunea:

$$\sigma_1 = \sigma_{max} = 0,6 \cdot \sigma_r = \frac{3 E h}{2 l^2} f_1 \quad (4.6)$$

unde: σ_r reprezintă rezistența de rupere la tracțiune, iar

$$f_1 = \frac{0,6 \cdot \sigma_r \cdot l^2}{1,5 E h} = K \cdot 0,6 \cdot \sigma_r \quad (4.7)$$

este săgeata pentru care epruveta suportă până la rupere N_1 cicluri.

A doua epruvetă din set se încercă la o tensiune σ_2 , care se calculează cu relația (4.6), în care f_1 se înlocuiește cu $f_2 = K \cdot 0,5 \cdot \sigma_2$, adică săgeata pentru care epruveta suportă până la rupere N_2 cicluri.

Se continuă încercările în același mod, până se ajunge de exemplu la epruveta a opta din set, care se încercă la o tensiune σ_8 , care se calculează cu relația (4.6), în care se înlocuiește f_1 cu $f_8 = K \cdot 0,08 \cdot \sigma_8$, adică săgeata pentru care epruveta suportă N_8 cicluri, fără să se rupă.

Cu perechile de valori $\sigma_1, N_1, \dots, \sigma_8, N_8$ se trasează curba lui Wöhler sau diagrama de durabilitate.

Prin urmare, mașina permite determinarea durabilității N , a rezistenței la durabilitate limitată S_N și a limitei de oboseală la încovoiere plană S_{\perp} .

4.5.2. Studiul influenței concentratorilor de tensiune asupra comportării la oboseală prin încovoiere plană a compozitului stratificat cu matrice polimeră armată cu țesături

Materialele compozite sunt, din ce în ce mai mult utilizate în construcția componentelor suspensiei la automobile, datorită caracteristicilor favorabile rigiditate/greutate, pe care acestea le prezintă. Aceste componente conțin, în mod frecvent, concentratori de tensiune cum ar fi găuri sau creștături, care afectează comportarea lor la oboseală.

Influența creștăturilor asupra durabilității la oboseală a acestor componente a fost intens studiată pentru materialele metalice dar, mult mai puțin pentru materialele compozite. Concentratorii produc creșteri importante ale tensiunilor și deformațiilor de regulă la suprafața piesei, locul cel mai sensibil pentru oboseală; procesul de inițiere a fisurii este înlesnit și ca urmare se reduce viața pieselor.

În calculele inginerești, concentrarea tensiunilor este exprimată prin coeficientul de concentrare a tensiunilor:

$$K_t = \sigma_{\text{conc}} / \sigma_{\text{nom}} \quad (4.8)$$

unde σ_{conc} este valoarea locală maximă a tensiunii la rădăcina concentratorului, iar σ_{nom} este tensiunea nominală calculată pentru secțiunea netă în ipoteza secțiunii constante.

În cazul compozitelor, fenomenul de reducere a limitei de oboseală în prezența unei creștături variază mult de la un material la altul. În unele cazuri, limita de oboseală se reduce cu o valoare egală cu factorul de concentrare a tensiunii, K_t , dar, în multe cazuri, în special pentru creștăturile ascuțite, reducerea limitei de oboseală este mult diferită față de K_t , făcând nepotrivită utilizarea acestuia pentru proiectare.

Comportarea creștăturilor ascuțite poate fi estimată utilizând metodele mecanicii ruperii; această abordare s-a arătat veridică pentru o mare varietate de materiale dar nu și pentru compozitele cu fibre continue.

4.5.2.1. Determinări experimentale

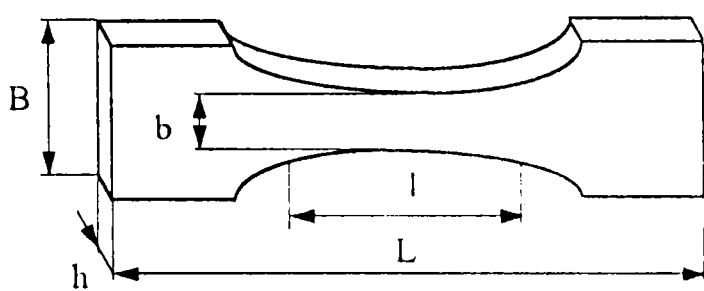
Determinările experimentale s-au efectuat pentru trei tipuri de materiale compozite stratificate armate cu țesături și anume: Materialul 1: rășină DINOX-RD/ pânză de sticlă tip E-014; Materialul 2: rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020 ; Materialul 3:rășină POLIKON P.210FA/ pânză de bumbac. Forma epușetelor utilizate în timpul determinărilor experimentale poate fi urmărită în Fig.4.6, iar dimensiunile acestora sunt prezentate în Tabelul 4.1.

Principalele caracteristici ale țesăturilor de sticlă și textile, ca și ale rășinilor utilizate au fost prezentate în paragraful 2.3. Valorile rezistențelor la tracțiune pentru cele trei materiale au fost: $\sigma_{rt} = 333,3$ MPa, pentru compozitul armat cu pânză de sticlă tip E-014; $\sigma_{rt} = 425,4$ MPa, pentru compozitul armat cu pânză de sticlă tip E-020 și $\sigma_{rt} = 158,6$ MPa, pentru compozitul armat cu pânză de bumbac.

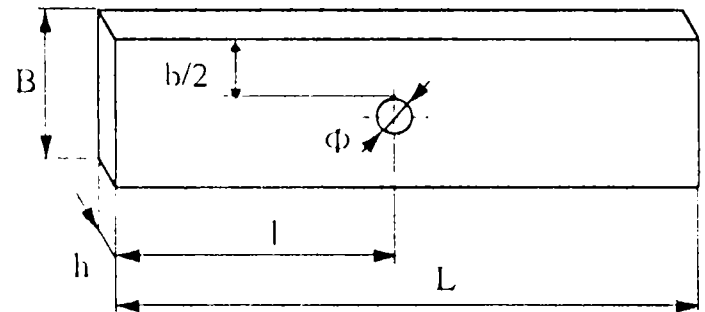
Rezultatele obținute în timpul determinărilor experimentale (valorile medii) pot fi urmărite în Tabelul 4.2. Valorile care apar în coloana σ_{max} reprezintă $0,20\sigma_{rt}$, $0,25\sigma_{rt}$, $0,30\sigma_{rt}$, $0,35\sigma_{rt}$ și respectiv $0,40\sigma_{rt}$. În Fig.4.7 - 4.10 se prezintă câteva fotografii ale eprușetelor rupte prin oboseală. Analizând aspectul acestora, se pot face următoarele observații:

Tabelul 4.1. Dimensiunile epruvetelor utilizate la încercările de oboseală prin încovoiere plană

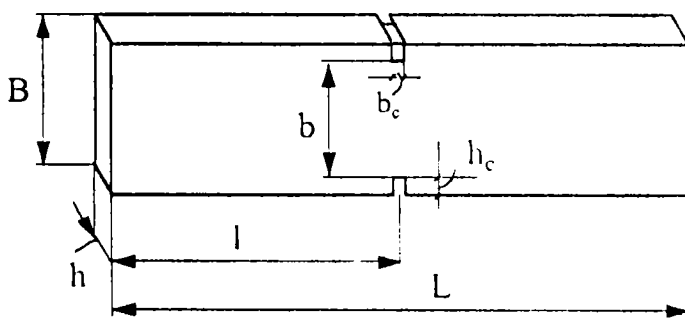
Epruveta	b [mm]	b _c [mm]	B [mm]	h [mm]	h _c [mm]	l [mm]	L [mm]	R _c [mm]	Φ [mm]
Material 1	15	1,5	20	2,4	2,5	50	200	5	5
Material 2	10	1,5	20	3,3	5	50 60 70	200	5	10
Material 3	11,5	1,5	18,5	3,0	3,5	50	200	5	5



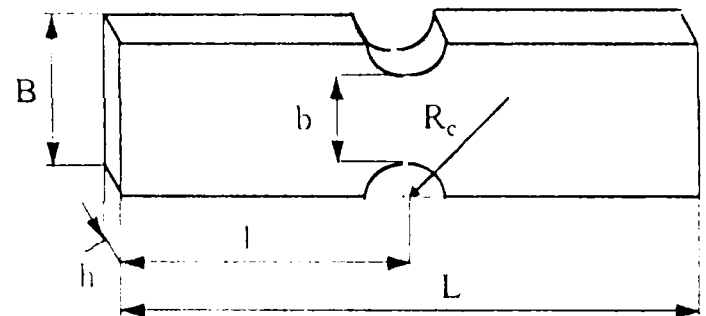
a)



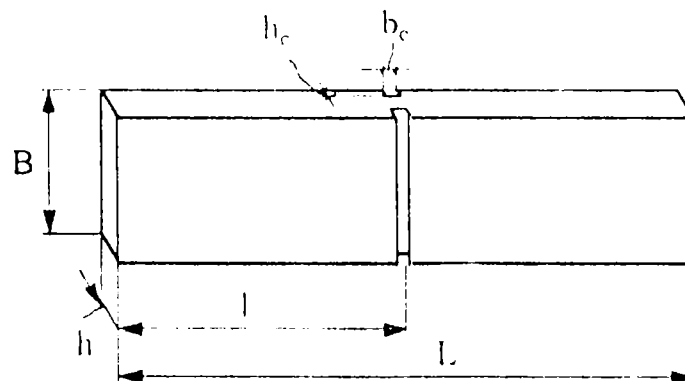
b)



c)



d)



e)

Fig.4.6. Forma epruvetelor supuse la oboseală prin încovoiere: a) epruveta fără concentrator; b) epruveta cu gaură; c) epruveta cu creștături ascuțite; d) epruveta cu creștături rotunjite; e) epruveta cu creștături transversale.

Tabelul 4.2 Rezultatele încercărilor la oboseală prin încovoiere

Epruv.	σ_{\max} [MPa]	Numărul mediu de cicluri la rupere pentru epruveta:				
		fără concentrator	cu gaură	cu creștături laterale rotunjite	cu creștături laterale ascuțite	cu creștături transversale
Mat. 1	67	147589	50287	45932	40485	124746
	84	112536	47865	39897	29835	103456
	100	86474	36856	25759	15657	78514
	117	63850	29406	20945	9456	61236
	134	59253	25683	16842	4979	53217
Mat. 2	85	90585	19598	12751	5769	70245
	106	71254	19028	10998	3987	68253
	128	56895	18033	8815	3062	42327
	149	36984	17899	7124	1763	33246
	170	26750	17447	5762	563	17820
Mat. 3	32	3927	1598	1467	1326	3653
	40	2998	1505	1289	1146	2364
	47	2676	1473	950	820	2142
	55	2049	1433	755	698	1973
	63	1602	1404	624	470	1257

a) De regulă, locul de inițiere a ruperii se află în apropierea unei suprafețe libere a piesei, acolo unde tensiunile rezultate din încovoiere ating valori maxime. Totodată, la suprafața epruvetei se exercită cel mai puternic acțiunea concentratorilor de tensiune rezultați din geometria acesteia.

b) Degradarea sub forma defectelor de delaminare se dezvoltă treptat, zona delaminată fiind mai mare la tensiuni ciclice mici și mai redusă la tensiuni ciclice mari, deoarece la tensiuni ciclice mari valoarea tensiunii critice de rupere pe grosime a stratului următor este atinsă mai rapid și timpul dintre ruperea succesivă a două straturi, în care fisura se dezvoltă interlaminar, este mai scurt.

c) În regiunea adiacentă secțiunii de rupere se constată o pierdere a transparenței materialului datorată delaminării care apare la suprafața supusă la întindere a epruvetei.

TIPII SOLICITĂRII: OBOSEALĂ PRIN ÎNCOVOIERE PLANĂ

MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ TIP DINOX-RD ARMATĂ CU PĂNZĂ DE STICLĂ TIP E-014

CU GROSIMEA 2,5mm

REZULTATE EXPERIMENTALE

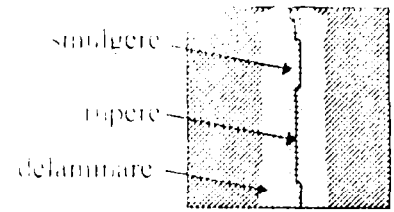
EPROVA FĂRĂ CONCENTRATOR: $F_{MAX} = 51N$; $\sigma_{max} = 132MPa$; $N_f = 147589$ cicluri.



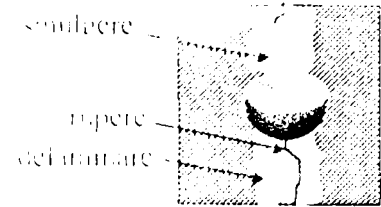
EPROVA CU GĂURĂ: $F_{MAX} = 51N$; $\sigma_{max} = 132MPa$; $N_f = 50287$ cicluri.



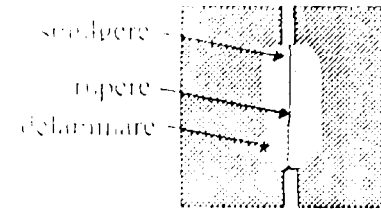
EPROVA CU CRESTĂTURI: $F_{MAX} = 51N$; $\sigma_{max} = 132MPa$; $N_f = 40455$ cicluri.



a)



b)



c)

Fig.4.7. Aspectul secțiunilor de rupere la oboseală pentru Materialul 1

TIPII SOLICITĂRII: OBOSEALĂ PRIN ÎNCOVOIERE PLANĂ

MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ TIP ARALDITE-CIBA SORT CY22 ARMATĂ CU PĂNZĂ DE STICLĂ

TIP E-020

CU GROSIMEA 3,5mm

REZULTATE EXPERIMENTALE

EPROVA FĂRĂ CONCENTRATOR: $F_{MAX} = 148N$; $\sigma_{max} = 245MPa$; $N_f = 60895$ cicluri.



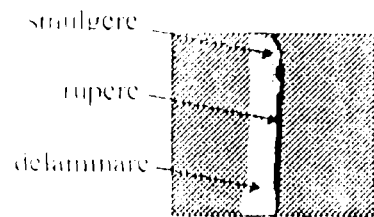
EPROVA CU GĂURĂ: $F_{MAX} = 148N$; $\sigma_{max} = 245MPa$; $N_f = 17333$ cicluri.



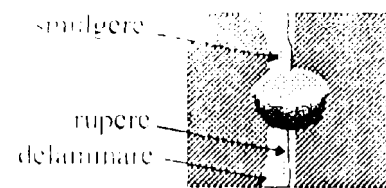
EPROVA CU CRESTĂTURI ROTUNJITE: $F_{MAX} = 148N$; $\sigma_{max} = 245MPa$; $N_f = 4966$ cicluri.



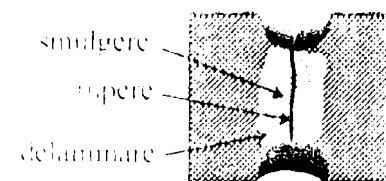
EPROVA CU CRESTĂTURI ASCUȘITE: $F_{MAX} = 148N$; $\sigma_{max} = 245MPa$; $N_f = 4962$ cicluri.



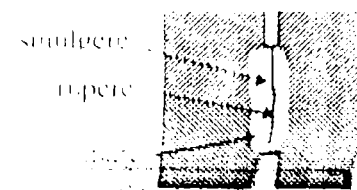
a)



b)



c)



d)

Fig.4.8. Aspectul secțiunilor de rupere la oboseală pentru Materialul 2

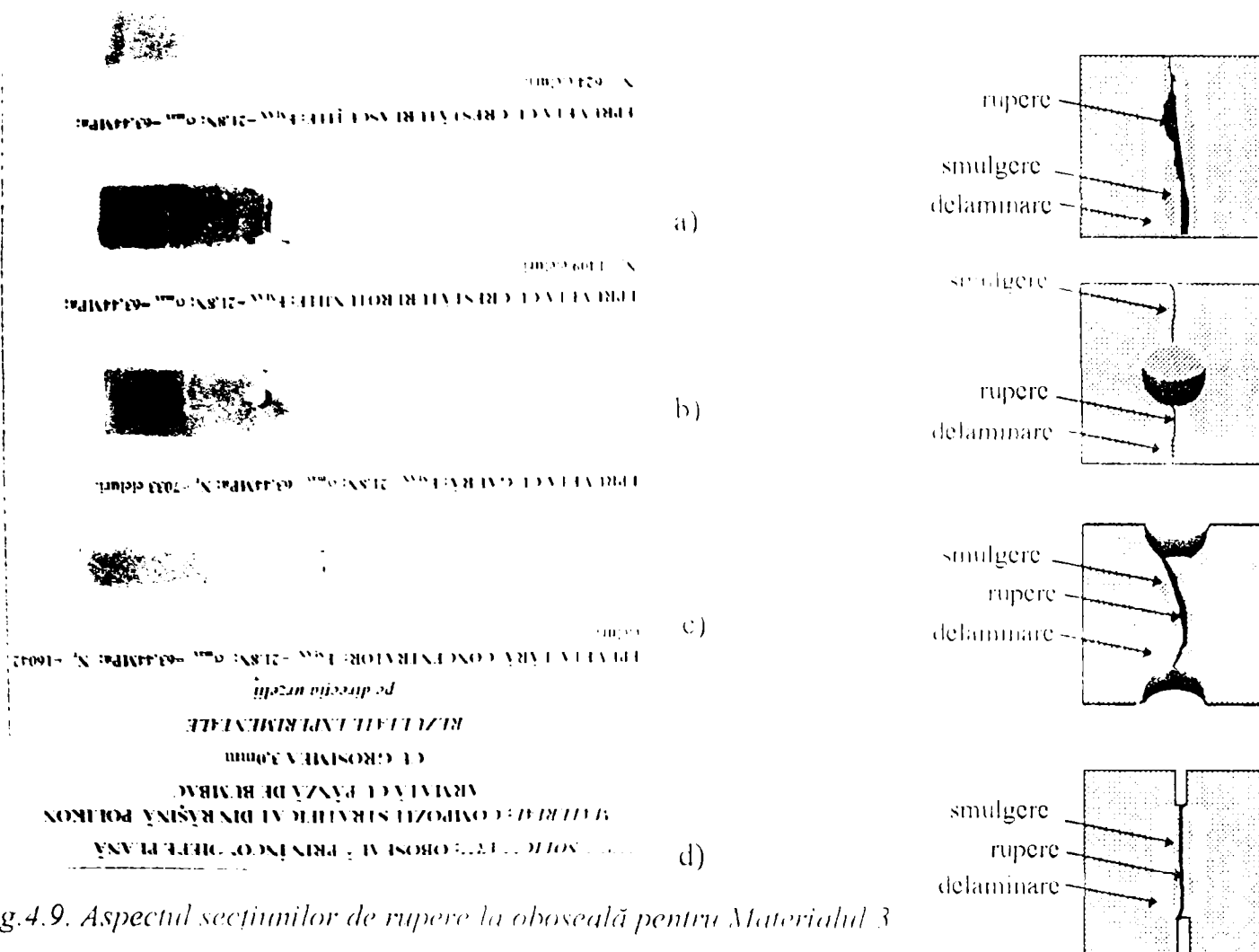


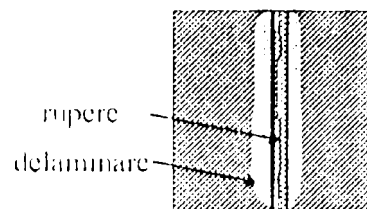
Fig.4.9. Aspectul secțiunilor de rupere la oboseală pentru Materialul 3

TESTE DE SOLICITĂRI OBOSEALĂ PRIN ÎNCOVUIRE PLANĂ
 MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ
 TIP DIXON-RD ARMATĂ CU PÂNZĂ DE ȘICLĂ TIP E-014
 CU GROSIMEA 2,5mm

REZULTATE EXPERIMENTALE

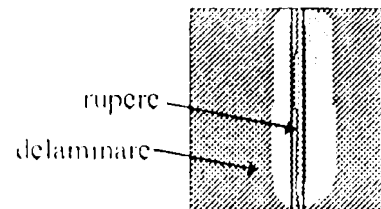
EPURATĂ CU CRESTĂ ÎN RĂ TRANSVERSALĂ SOLICITATĂ CU:

$\sigma_c = 6 \text{ MPa}$; $N_f = 124746$ cicluri.



EPURATĂ CU CRESTĂ ÎN RĂ TRANSVERSALĂ SOLICITATĂ CU:

$\sigma_c = 9 \text{ MPa}$; $N_f = 78514$ cicluri.



EPURATĂ CU CRESTĂ ÎN RĂ TRANSVERSALĂ SOLICITATĂ CU:

$\sigma_c = 1 \text{ MPa}$; $N_f = 58217$ cicluri.

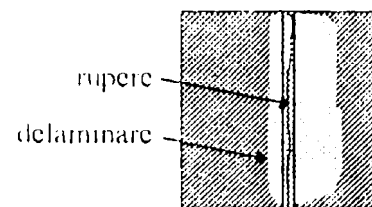


Fig.4.10. Aspectul secțiunilor de rupere la oboseala pentru epruvetele cu secțiune transversală, pentru diferite valori ale amplitudinii tensiunii ciclice.

În Fig. 4.11 - 4.13 se prezintă curbele de durabilitate la oboseală, pentru cele trei materiale studiate.

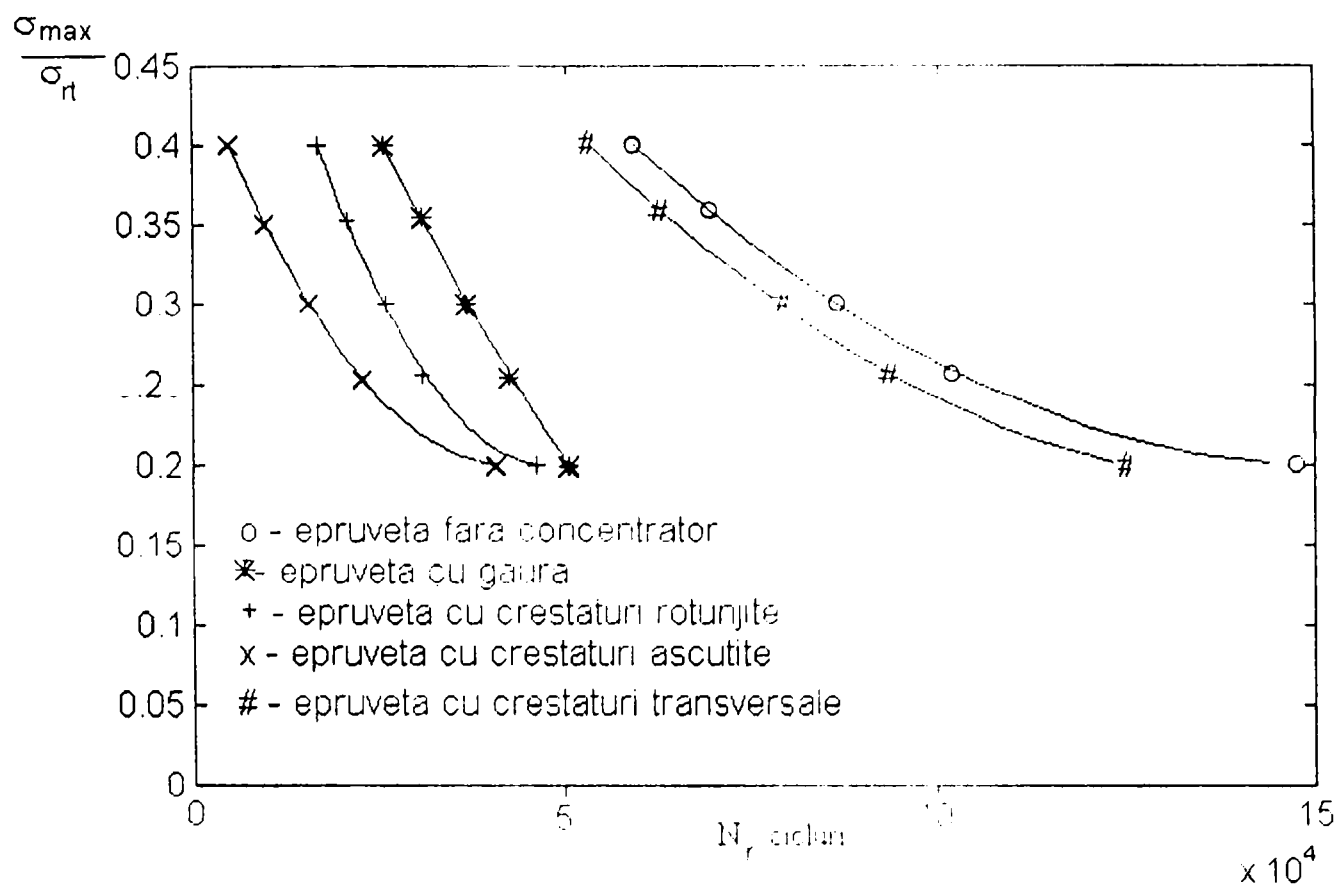


Fig.4.11. Curbele de durabilitate pentru Materialul 1.

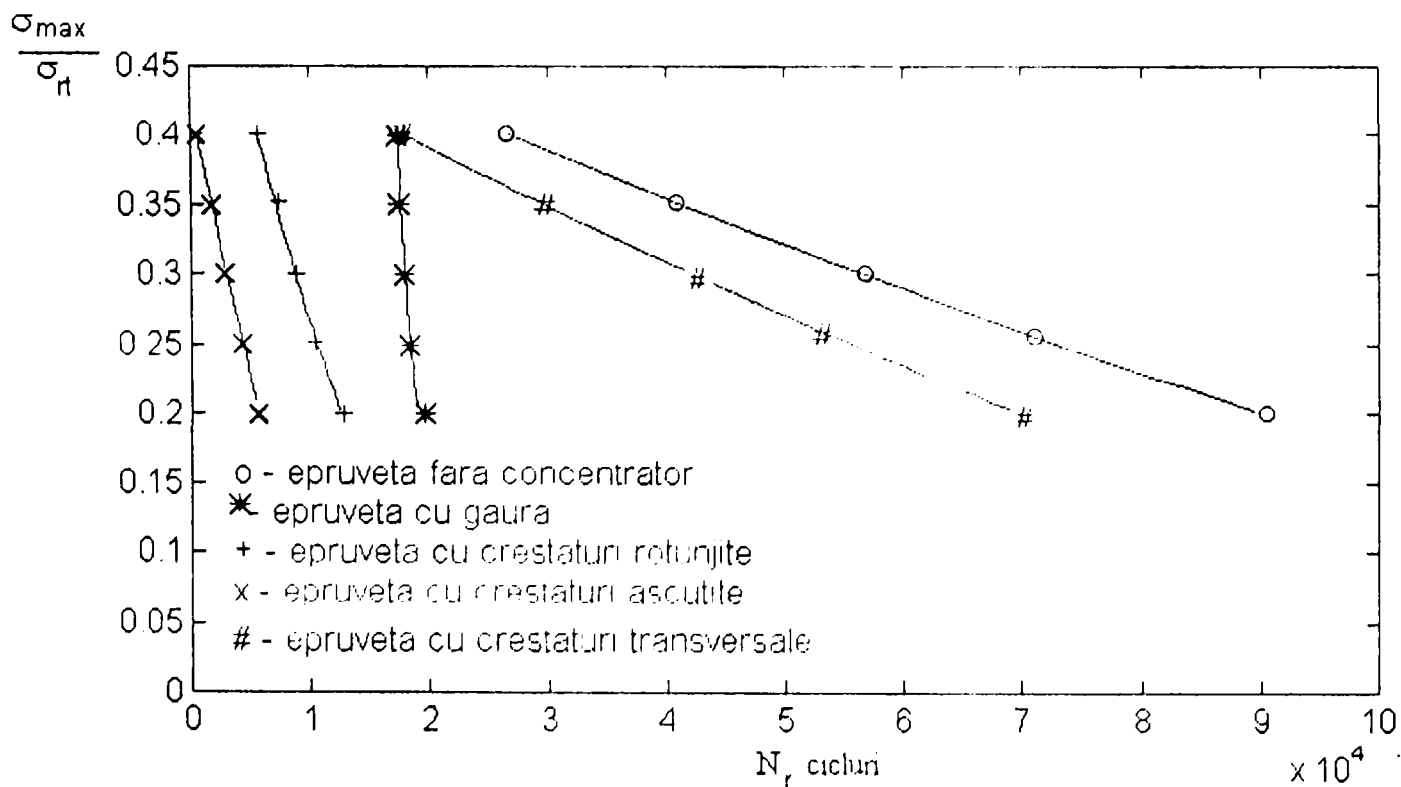


Fig.4.12. Curbele de durabilitate pentru Materialul 2.

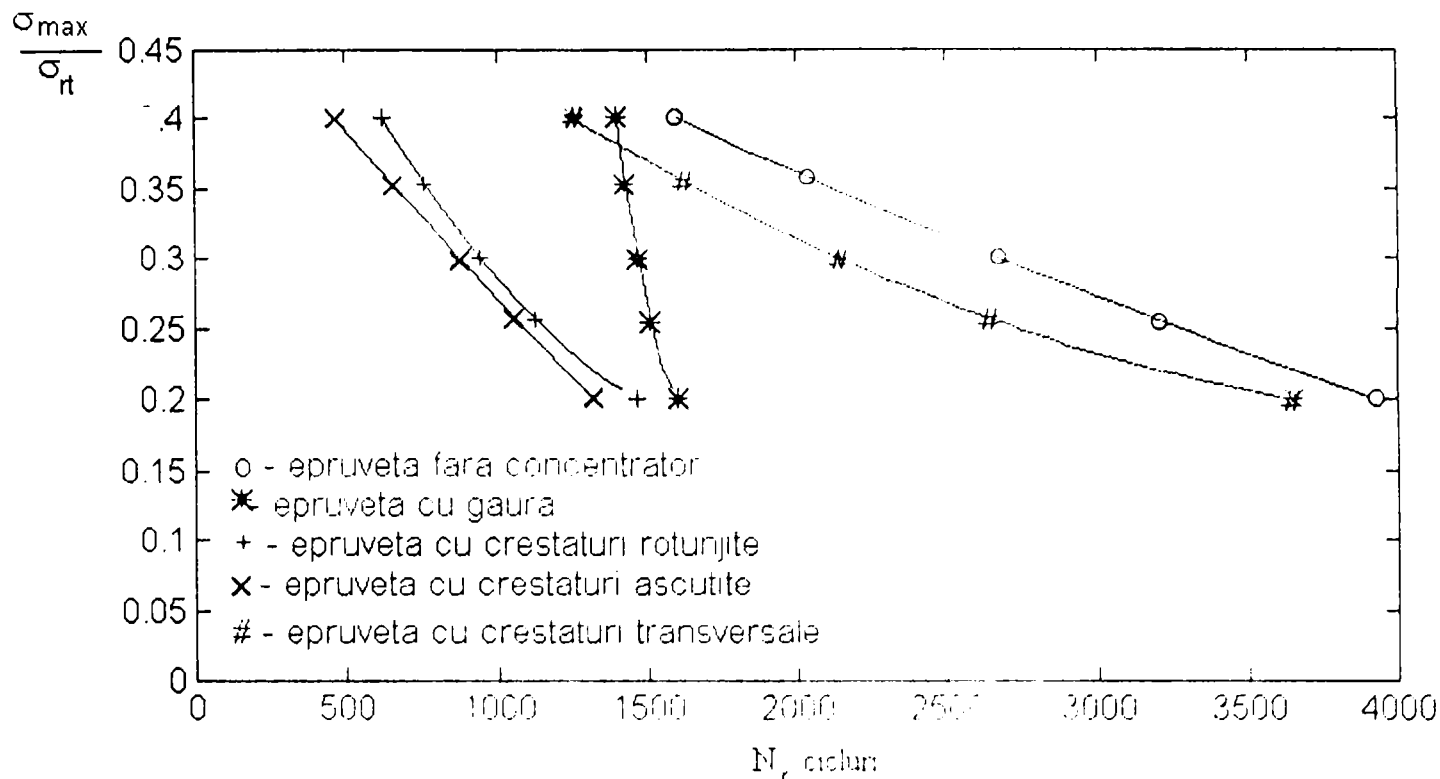


Fig. 4.13. Curbele de durabilitate pentru Materialul 3.

CONCLUZII:

1) Sensibilitatea concentratorului tip gaură este mult mai mică, atunci când materialul compozit stratificat armat cu țesătură este supus la oboseală prin încovoiere plană, decât a concentratorilor tip creștătură rotunjită și, cu atât mai mult, ascuțită.

2) Creștătura transversală influențează foarte puțin performanțele la oboseală ale materialului, comparativ cu celelalte tipuri de concentratori studiate.

3) Degradarea, sub forma fisurilor de delaminare se dezvoltă treptat, zona delaminată fiind mai întinsă la tensiuni ciclice mici și mai redusă la tensiuni ciclice mari.

4) Pentru acest tip de materiale compozite, curbele Wohler nu prezintă un palier orizontal. În aceste condiții, pornind de la faptul, general acceptat, că proprietățile de rigiditate ale materialelor compozite variază în mod continuu cu numărul de cicluri aplicate, rezistența la oboseală poate fi definită ca cea mai mare valoare a tensiunii maxime (deformației maxime) a ciclurilor pe care epruveta le suportă un timp indefinit fără ca rigiditatea sa să scadă sub o anumită valoare. În mod curent se utilizează criteriul de 10%. Acest aspect va fi analizat în detaliu în capitolul următor.

4.5.2.2. Analiza cu element finit a tensiunilor și deformațiilor

Efectuarea unor calcule de rezistență pentru structurile realizate din materiale compozite, în vederea stabilirii stării de tensiuni și deformații, reprezintă principala problemă cu care se confruntă cercetătorii în domeniu. Utilizând avantajele metodelor numerice de calcul se pot obține mai rapid soluțiile căutate, pentru probleme variate și de o mare importanță practică.

Cea mai utilizată metodă de calcul numeric al structurilor realizate din materiale compozite este metoda elementelor finite. Literatura de specialitate se îmbogățește permanent cu noi tipuri de elemente de elemente finite capabile să modeleze structuri din materiale compozite stratificate și armate cu fibre.

În acest context, cu ajutorul programului ANSYS s-a efectuat o analiză cu element finit asupra comportării compozitului stratificat din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY 22/ pânză de sticlă tip E-020, pentru care s-au determinat, în prealabil, caracteristicile mecanice prezentate în Tabelul 4.3.

Tabelul 4.3. Câteva dintre caracteristicile mecanice ale compozitului din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY 22/ pânză de sticlă tip E-020

E_x [MPa]	E_y [MPa]	G_{xy} [MPa]	G_{yz} [MPa]	ν_{xy}	ν_{yz}	amortizare internă
33000	24300	6980	4400	0,28	0,42	0,21

În cursul analizei, discretizarea epruvetelor s-a realizat utilizând elementul SOLID46, care este de tip solid structural stratificat tridimensional. Acest element are trei grade de libertate la fiecare nod, respectiv translații după direcțiile x,y,z (Fig.4.14).

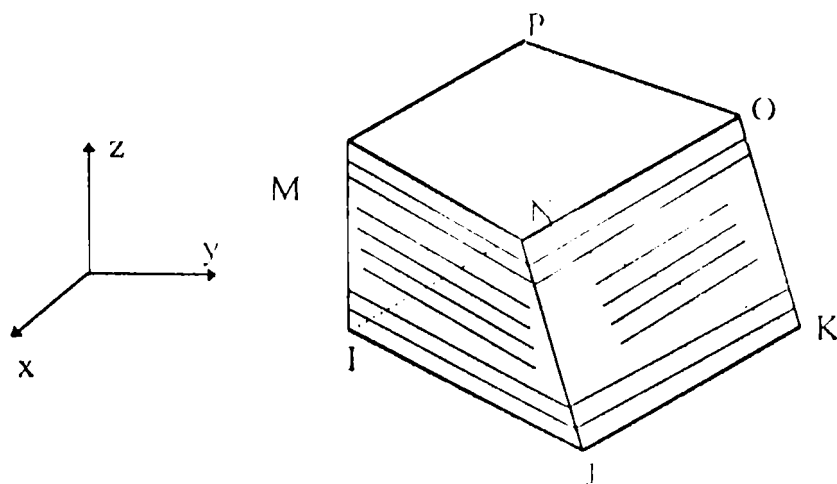


Fig. 4.14. Tipul de element SOLID46

Elementul este definit cu 8 noduri, grosimile straturilor, unghiul de înclinare al fiecărui strat și caracteristicile mecanice ale materialului ortotrop. În Fig.4.15-4.18 se prezintă modul de discretizare al epruvetelor, condițiile la limită și modul de încărcare impuse în fiecare caz.

Modelarea s-a realizat pe un sfert din fiecare epruvetă, datorită simetriei. Fiecare epruvetă a fost încastrată la distanța de 50cm față de punctul de aplicație al forței. Pentru epruvetele cu concentrator prinderea epruvetei în încastrare s-a făcut pe direcția axei concentratorului.

Pentru fiecare epruvetă s-a realizat atât analiza statică, cât și cea dinamică la solicitarea de încovoiere plană.

În Fig. 4.19 - 4.26 au fost reprezentate deplasările maxime la solicitarea prin încovoiere plană, statică și dinamică, în condițiile de încărcare prezentate anterior în Fig.4.15 - 4.18, pentru cele patru tipuri de epruvete analizate. Comparând valorile deplasărilor maxime ale capătului liber al fiecărei epruvete, respectiv 26.174mm și 11.317mm pentru epruveta fără concentrator, 16.52mm și 7.72mm pentru epruveta cu gaură, 15.931mm și 7.101mm pentru epruveta cu creștături laterale rotunjite, 15,071mm și 6,757mm pentru epruveta cu creștături laterale ascuțite se observă că deplasările maxime sunt cu peste 50% mai mici la solicitarea dinamică față de cazul solicitării statice, pentru aceeași valoare a forței maxime. De asemenea, se constată, încă o dată, faptul că existența concentratorului conduce la o diminuare a elasticității materialului, valoarea acestei diminuări depinzând de tipul concentratorului.

În Fig.4.27 - 4.34 sunt prezentate tensiunile maxime la solicitarea prin încovoiere plană, statică și dinamică, în condițiile de încărcare prezentate anterior în Fig.4.15 - 4.18, pentru cele patru tipuri de epruvete analizate. Comparând valorile tensiunilor maxime la încastrare, respectiv 705.03 MPa și 304.829 MPa pentru epruveta fără concentrator, 923.515MPa și 447.925MPa pentru epruveta cu gaură, 849.774MPa și 431.599MPa pentru epruveta cu creștături laterale rotunjite, 1395MPa și 622.661MPa pentru epruveta cu creștături laterale ascuțite se observă că acestea sunt, ca și deformațiile, cu peste 50% mai mici la solicitarea dinamică față de cazul solicitării statice, pentru aceeași valoare a forței maxime. De asemenea, din aceste reprezentări se observă că acțiunea concentratorilor de tensiune este maximă la suprafața epruvetei și, în timp ce concentratorul de tip creștături laterale ascuțite conduce la o creștere a tensiunii maxime cu mai mult de 100%, pentru concentratorul de tip gaură această creștere este de numai 47%, iar pentru concentratorul tip creștături laterale rotunjite, de 58,4%.

Fig.4.15. Modul de discretizare, condițiile la limită și modul de încărcare ($l=50\text{mm}$, $f=5.4\text{mm}$, $P=256\text{N}$, $T=0.043\text{s}$) impuse epruvetei fără concentrator

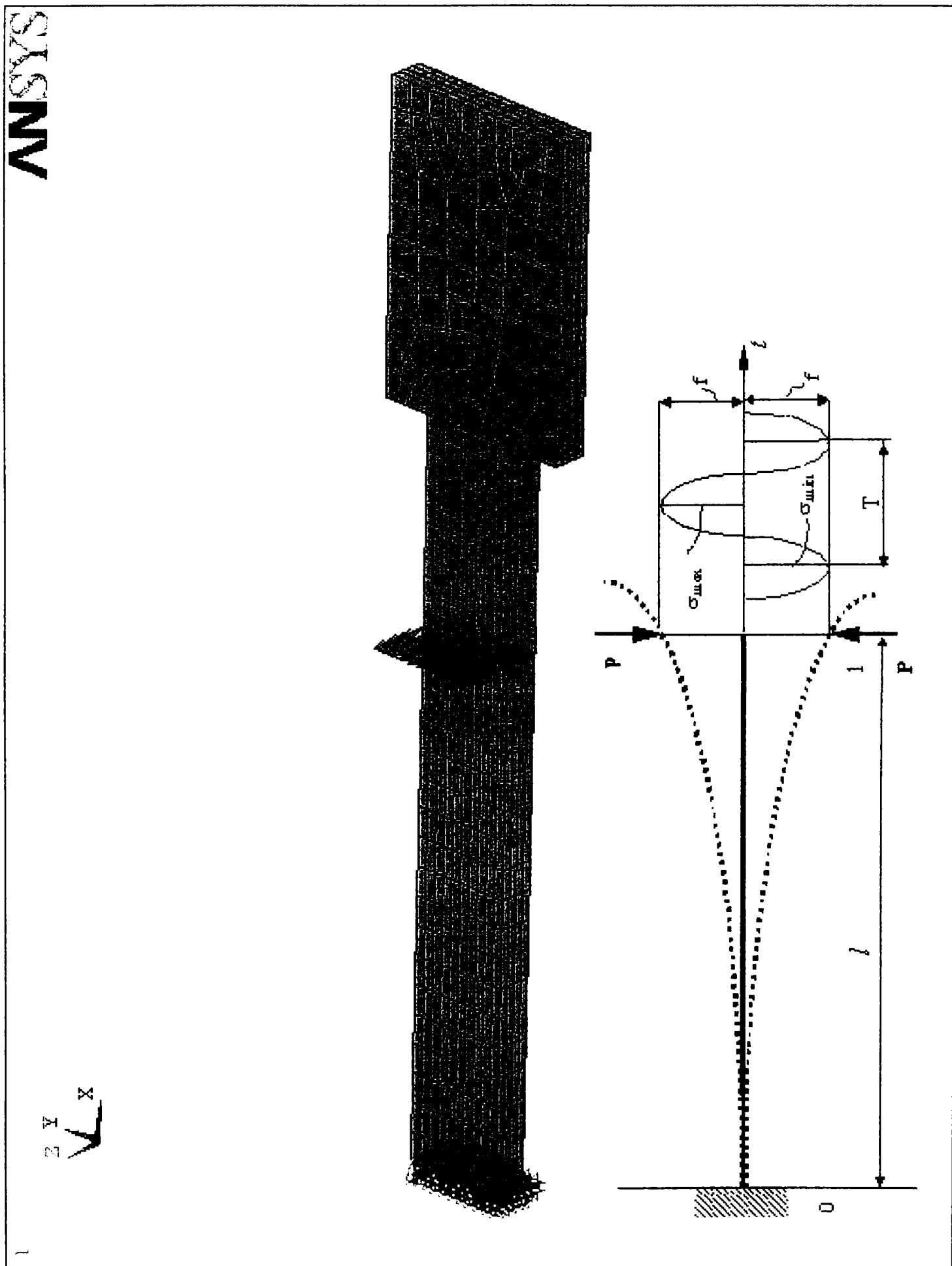


Fig.4.16. Modul de discretizare, condițiile la limită și modul de încărcare ($l=50\text{mm}$, $f=5.4\text{mm}$, $P=256\text{N}$, $T=0,043\text{s}$) impuse epruvetei cu gaură

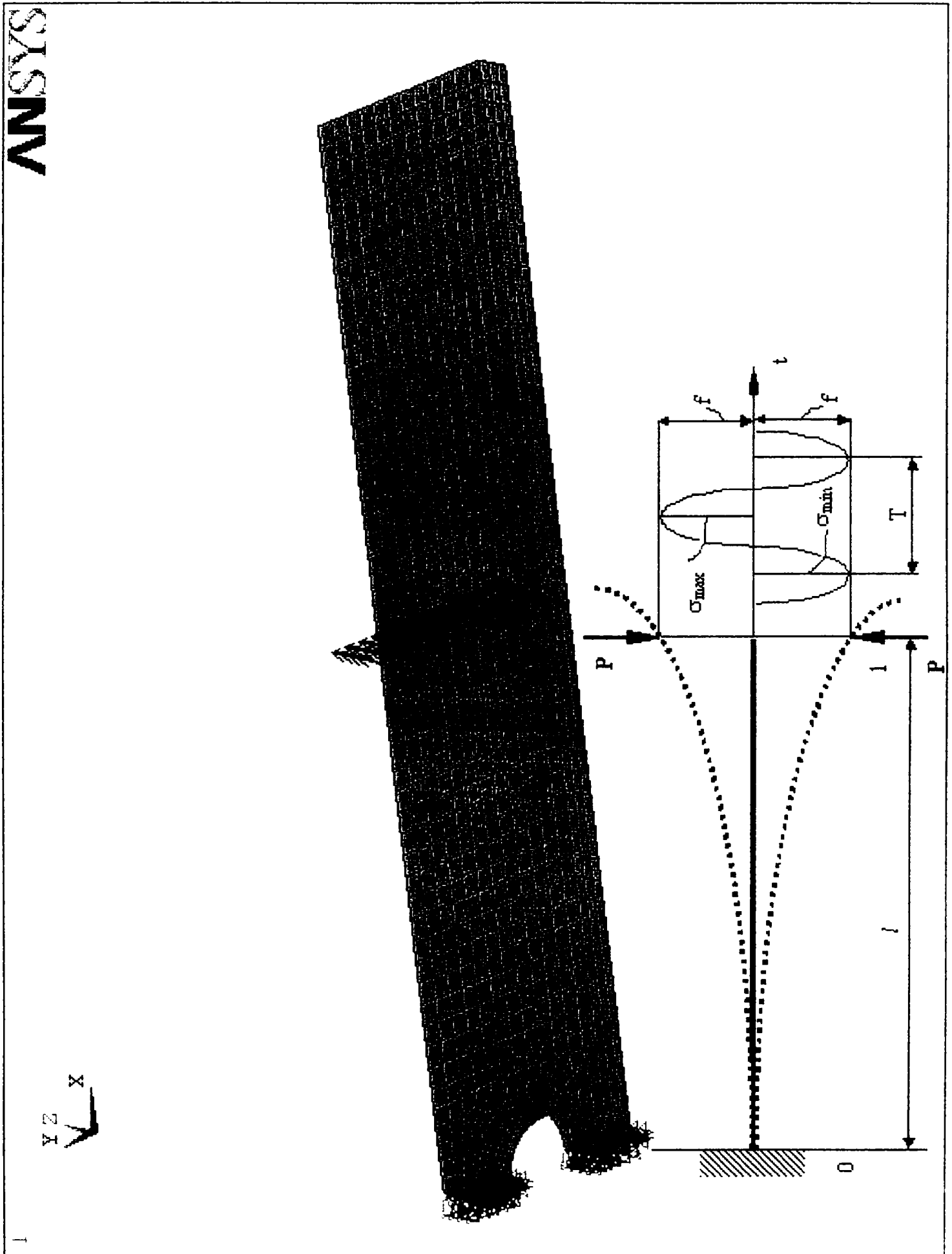


Fig.4.17. Modul de discretizare, condițiile la limită și modul de încărcare ($l=50\text{mm}$, $f=5.4\text{mm}$, $P=256\text{N}$, $T=0.043\text{s}$) impuse epruvetei cu creștături ascuțite

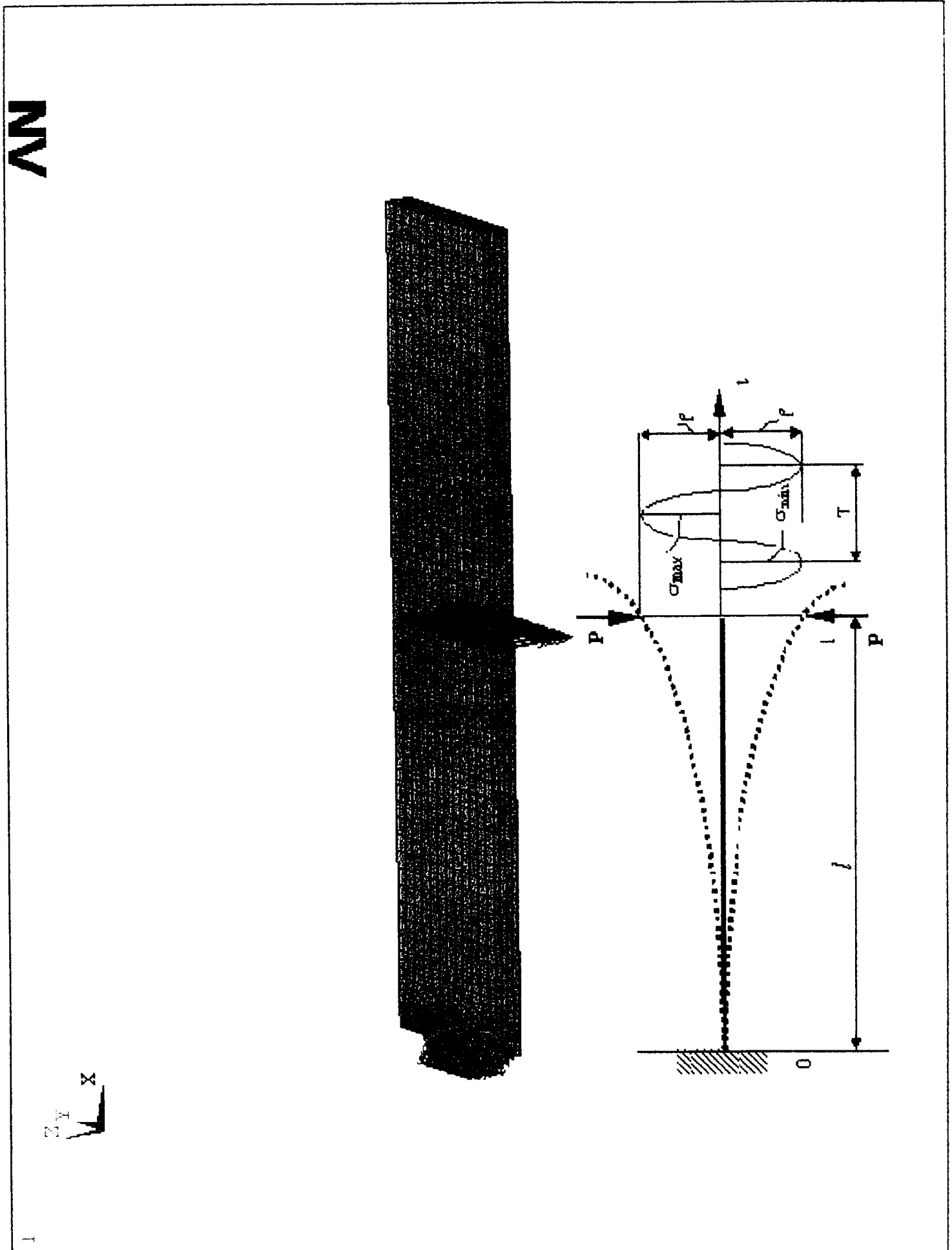


Fig.4.18. Modul de discretizare, condițiile la limită și modul de încărcare ($l=50\text{mm}$, $f=3,4\text{mm}$, $P=256\text{N}$, $T=0,043\text{s}$) impuse epruvetei cu creștături ronunjite

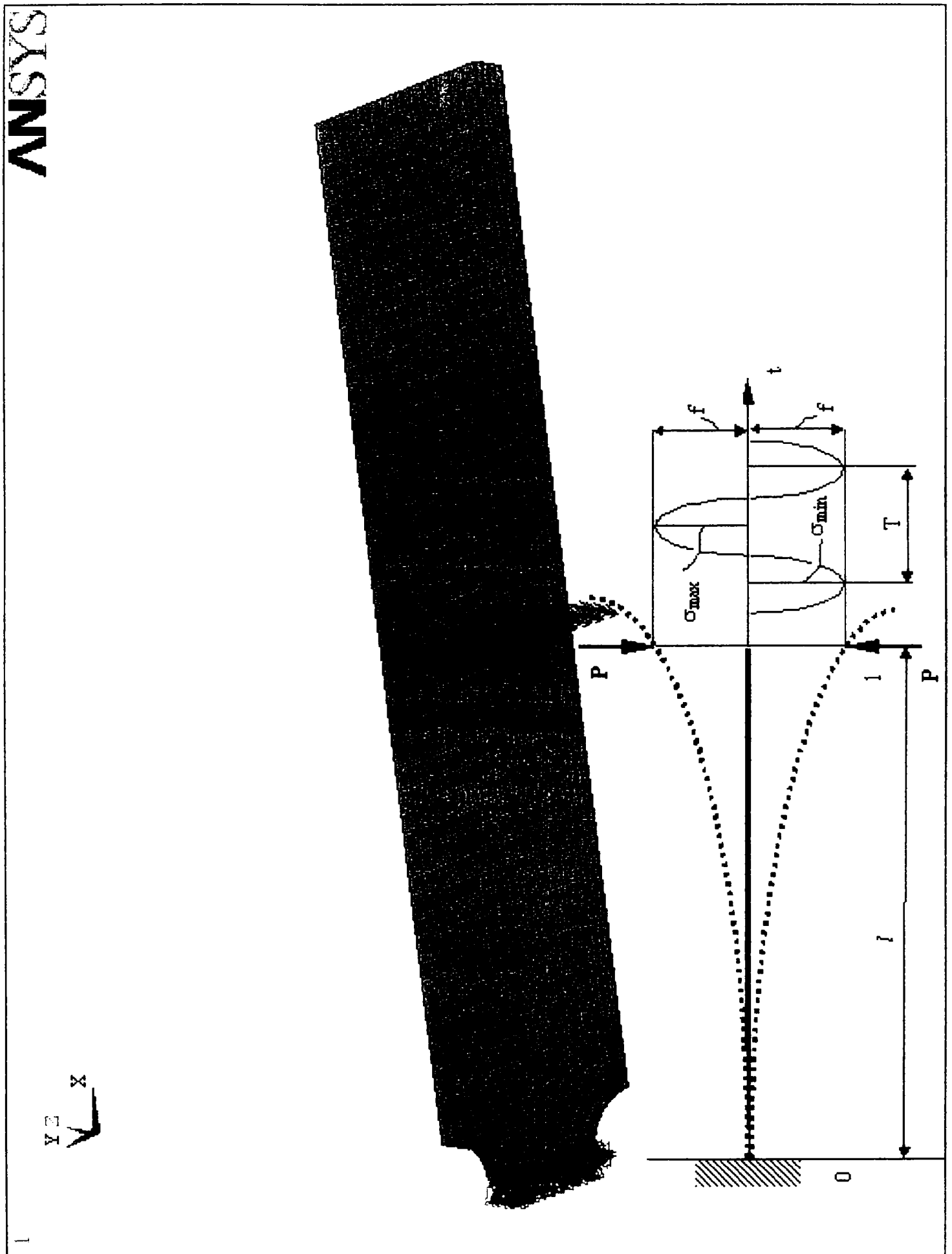


Fig.4.19. Deplasarea maximă la solîcîtarea statică prin încovoiere plană, pentru epuriveta fără concentrator

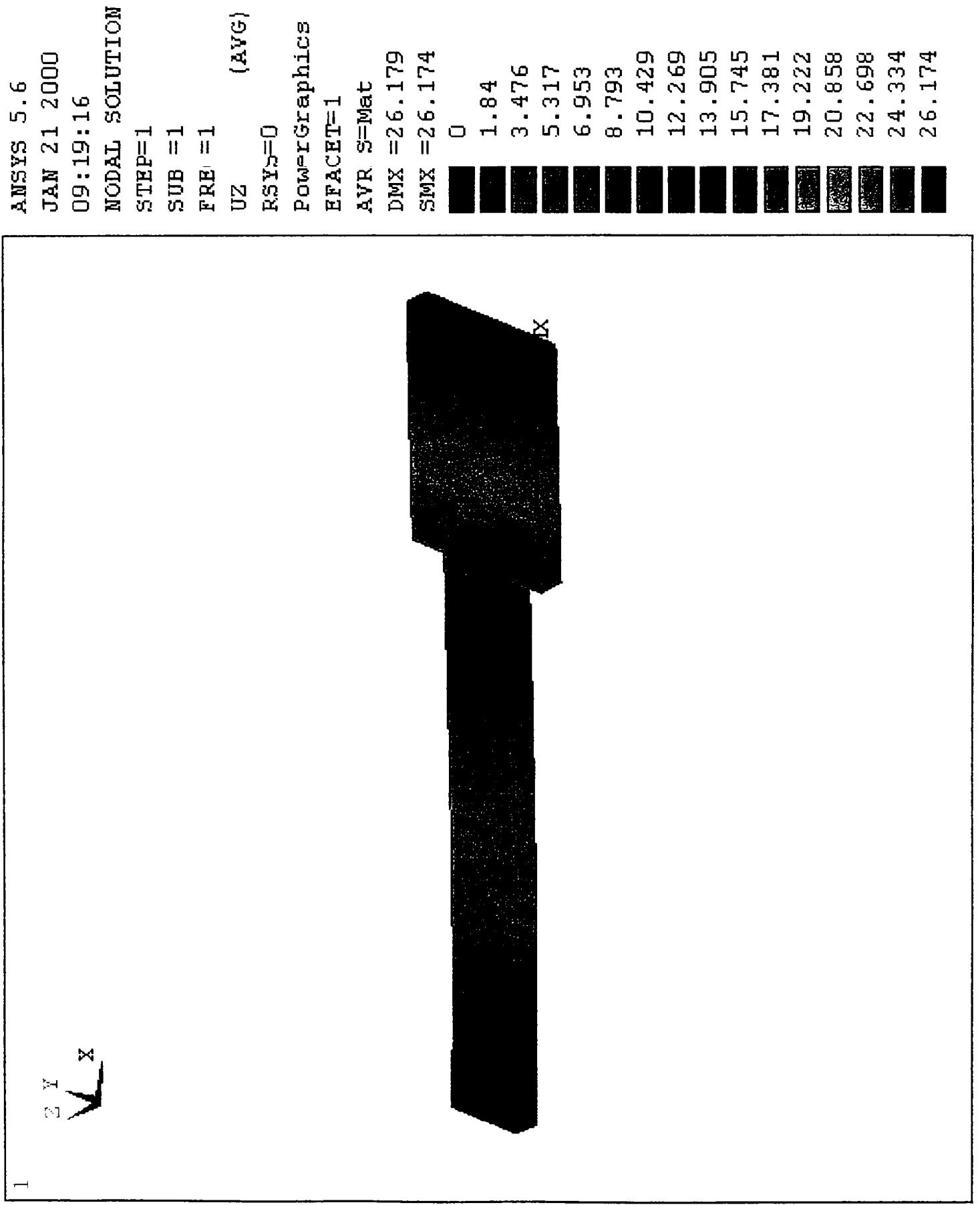


Fig.4.20. Deplasarea maximă la oboseală prin încovoiere plană, pentru epuveta fără concentrator

```

ANSYS 5.6
JAN 21 2000
09:44:54
NODAL SOLUTION
STEP=18
SUB =109
FREQ=.018478
UZ      (AVG)
RSYS=0
PowerGraphics
EFACET=1
AVRES=Mat
DMX =11.317
SMX =11.317
0
.795732
1.503
2.299
3.006
3.802
4.509
5.305
6.012
6.808
7.515
8.311
9.018
9.814
10.521
11.317
    
```

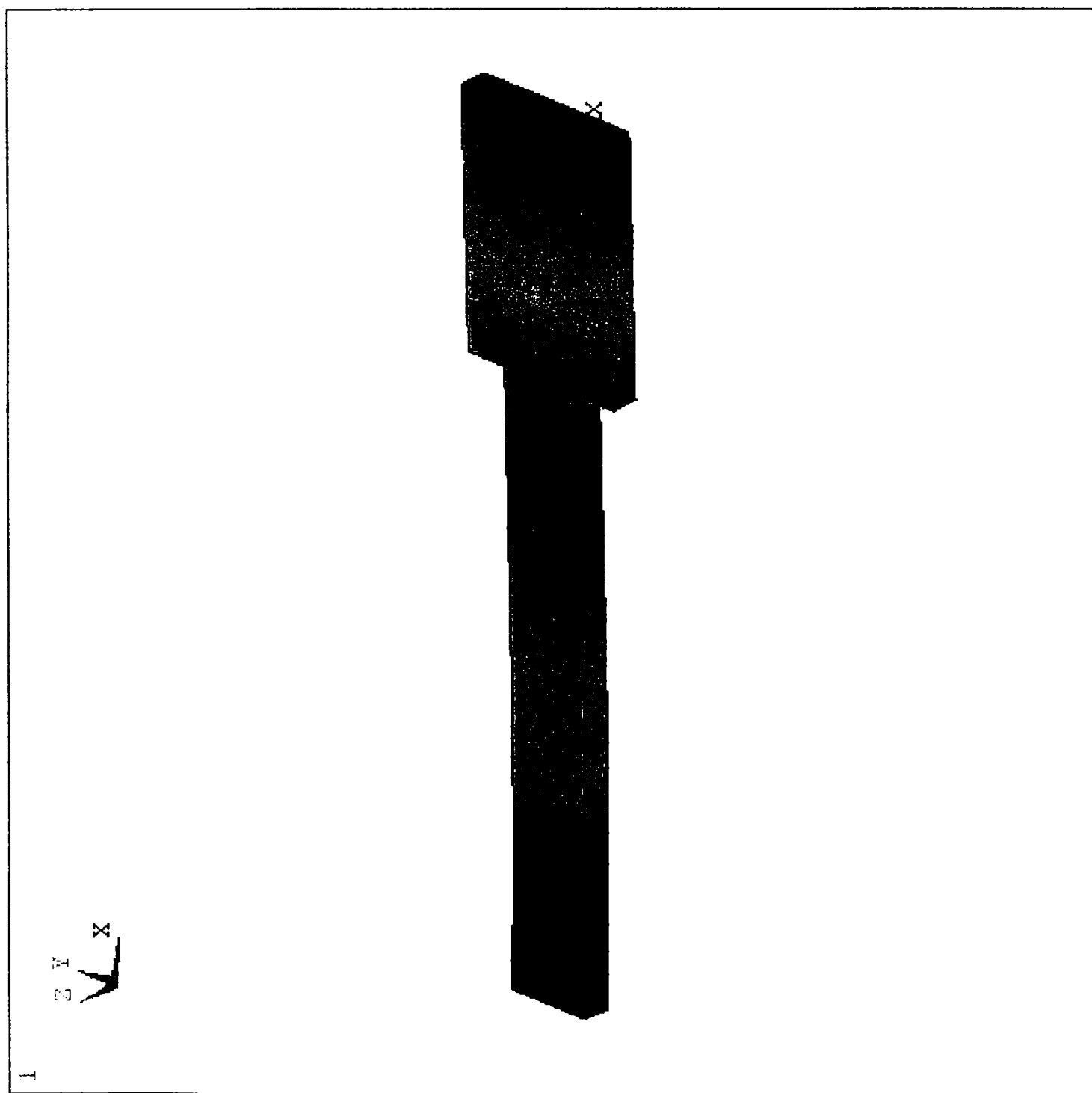


Fig.4.21. Deplasarea maximă la sollicitarea statică prin încovoiere plană, pentru epuveta cu gaură

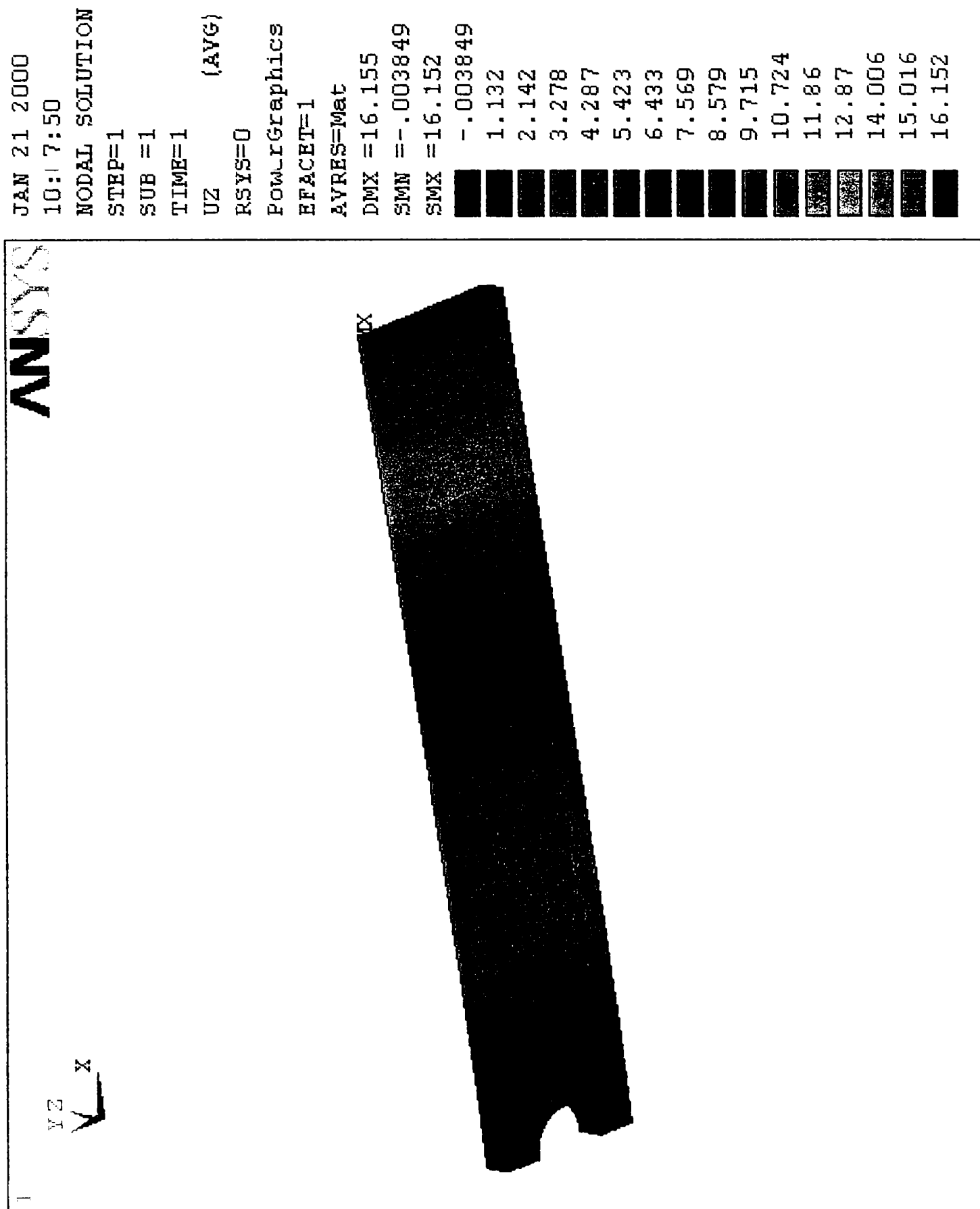


Fig.4.22. Deplasarea maximă la oboseală prin încovoiere plană, pentru epuvea cu gaură

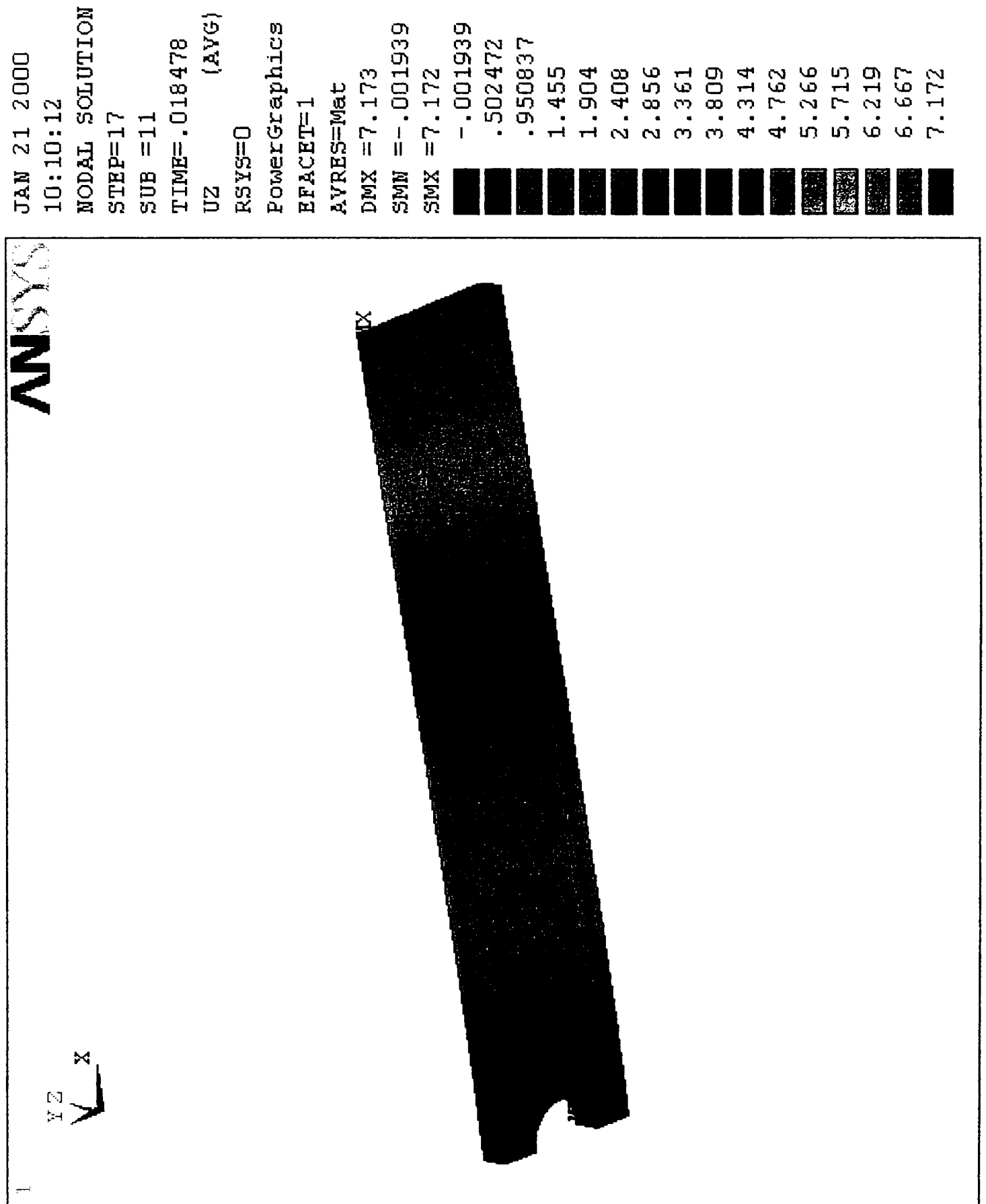


Fig.4.23. Deplasarea maximă la solicitarea statică prin încovoiere plană, pentru epuveta cu creștături rotunjite

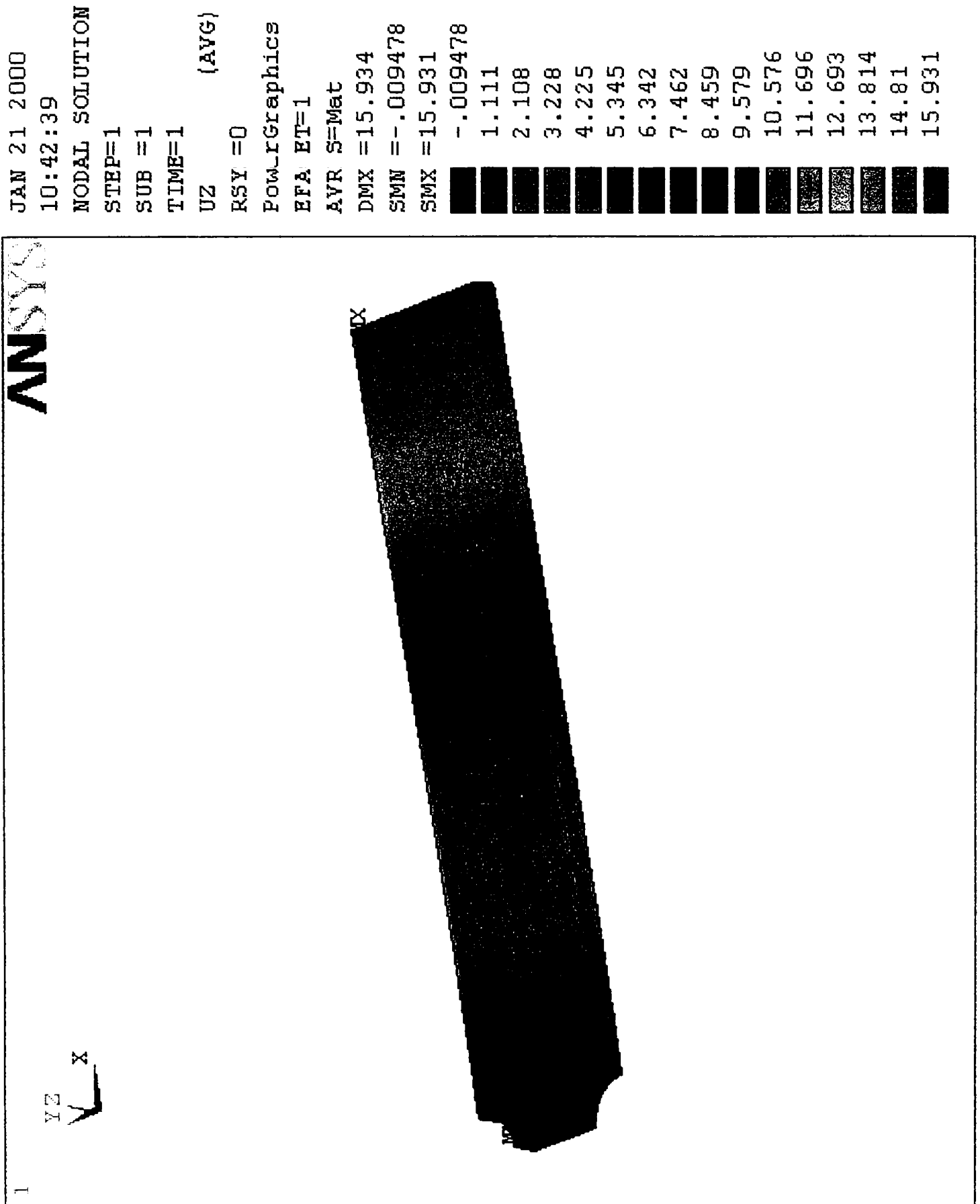


Fig.4.24. Deplasarea maximă la oboseală prin încovoiere plană, pentru epuveta cu creștături ronjite

JAN 21 2000
 10:44:36
 MODAL SOLUTION
 STEP=17
 SUB =11
 TIME=.018478
 UZ (AVG)
 RSYS=0
 PowerGraphics
 EFACET=1
 AVRES=Mat
 DMX =7.103
 SMN =-.005432
 SMX =7.101

█	-.005432
█	.494259
█	.938428
█	1.438
█	1.882
█	2.382
█	2.826
█	3.326
█	3.77
█	4.27
█	4.714
█	5.214
█	5.658
█	6.157
█	6.602
█	7.101

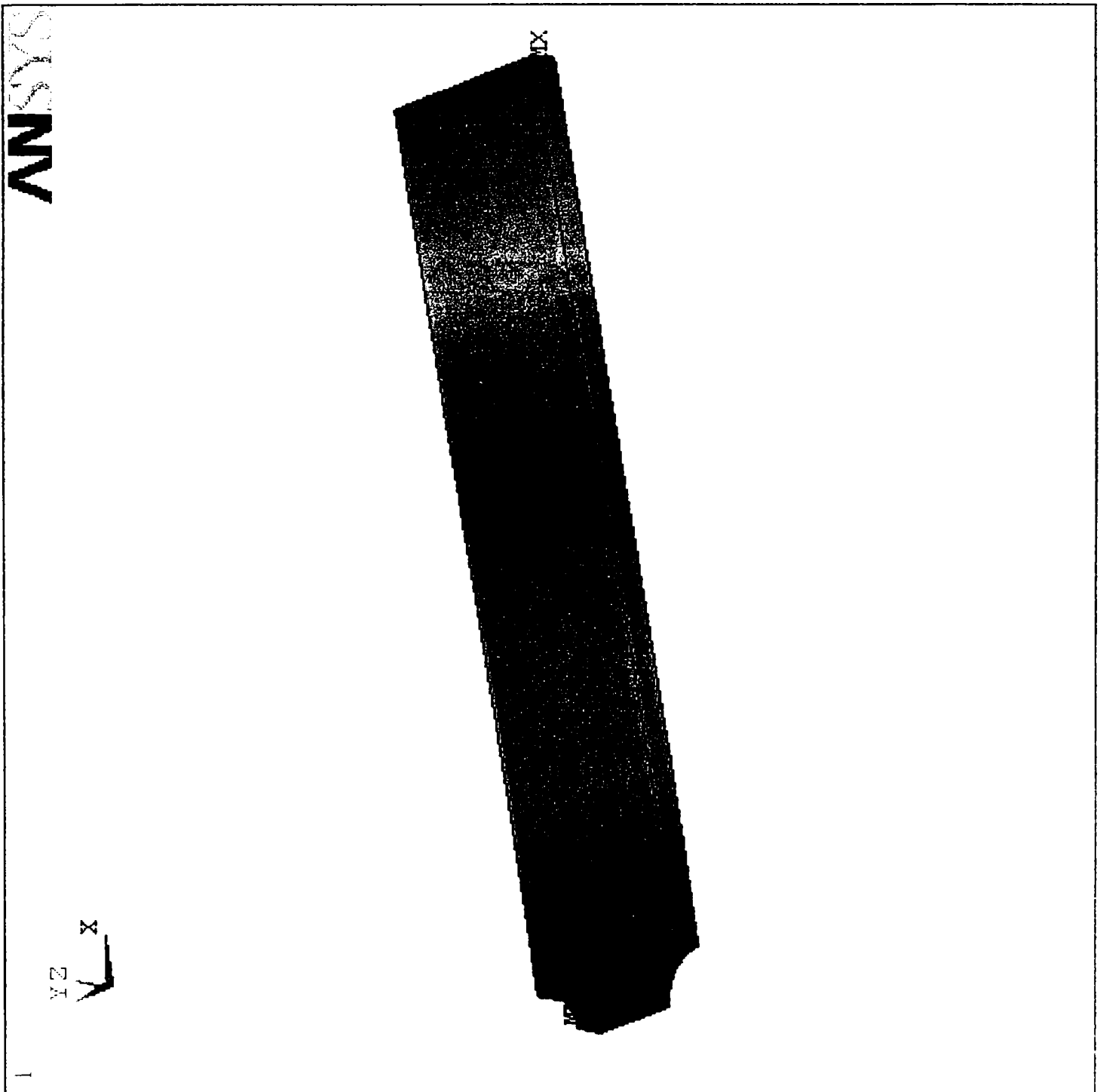


Fig.4.25. Deplasarea maximă la solicitarea statică prin încovoiere plană, pentru epiveta cu creștături ascuțite

```

ANSYS 5.6
JAN 21 2000
10:26:27
NODAL SOLUTION
STEP=1
SUB =1
TIME=1
UZ      (AVG)
RSYS=0
PowerGraphics
EFACET=1
AVRES=Mat
DMX =15.074
SMN =-.12761
SMX =15.071
█      -.12761
█      1.06
█      2.128
█      3.197
█      4.266
█      5.334
█      6.403
█      7.472
█      8.54
█      9.609
█      10.678
█      11.746
█      12.815
█      13.884
█      15.071
    
```

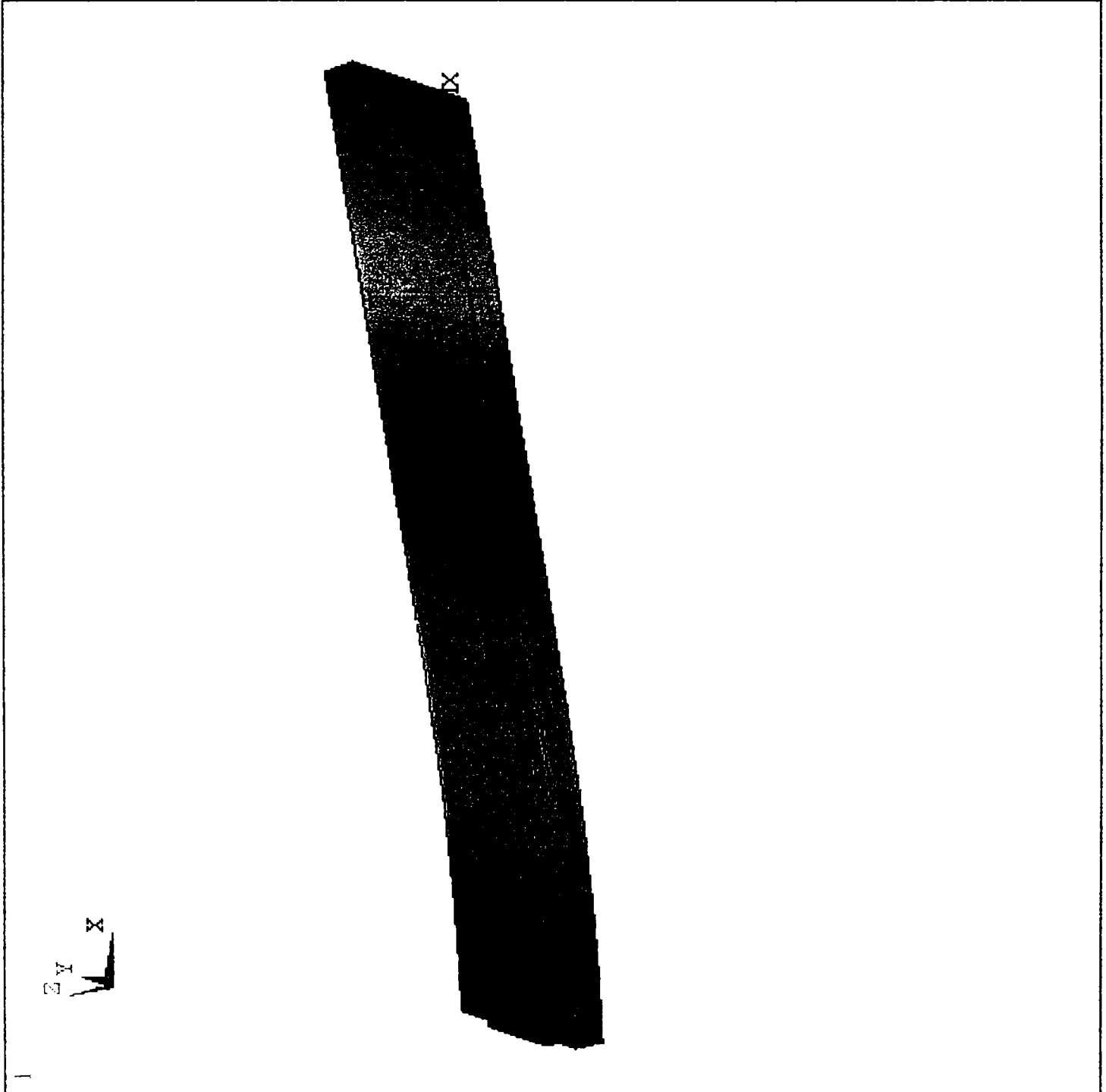


Fig.4.26. Deplasarea maximă la oboseală prin încovoiere plană, pentru epuveta cu creștături ascuțite

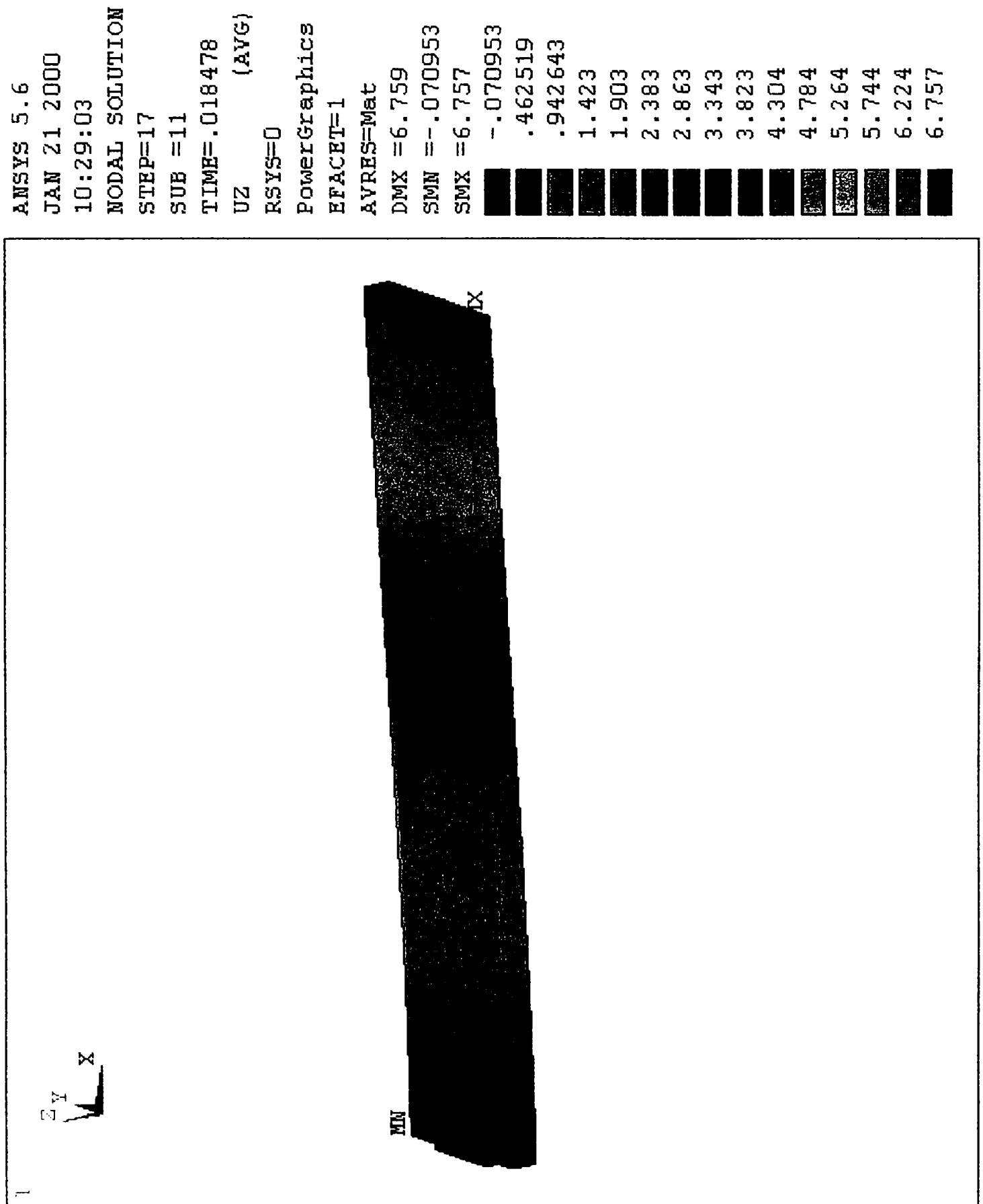


Fig.4.27. Analiza statică în tensiuni echivalente Von Mises, pentru epiveta fără concentrator

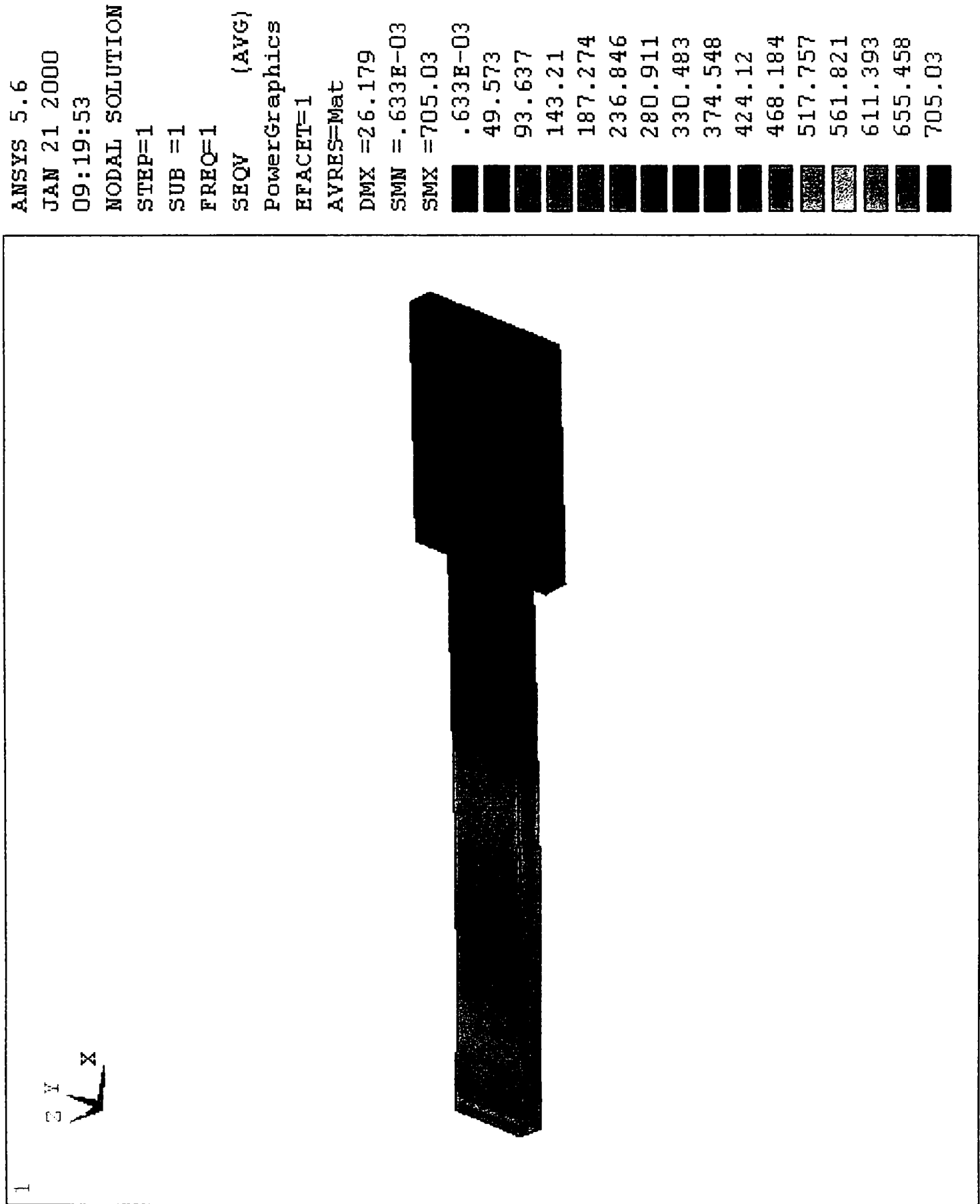


Fig.4.28. Tensiunea maximă la solicitarea de oboseală prin încovoiere plană, pentru epruveta fără concentrator

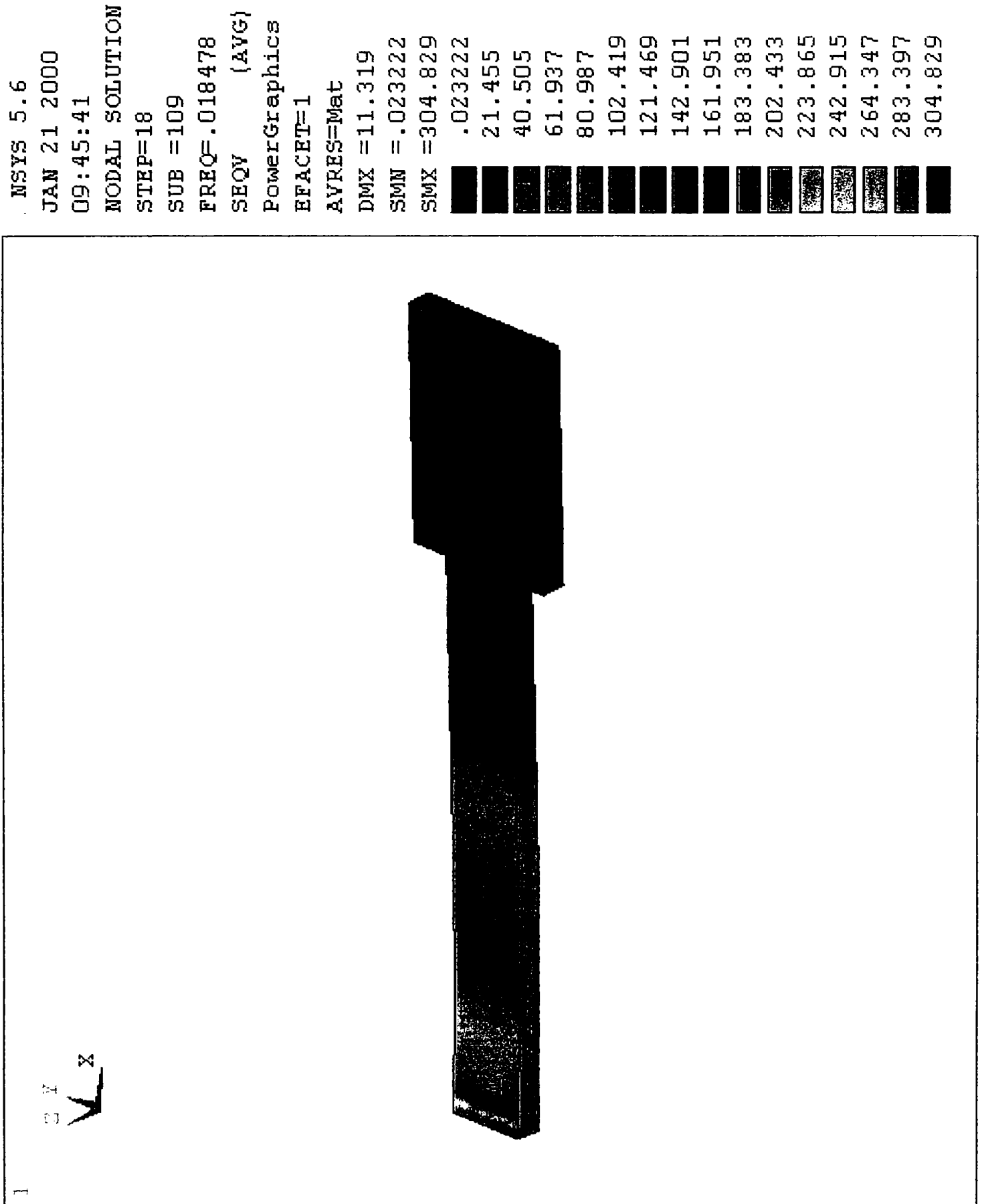


Fig.4.29. Analiza statica in tensiuni echivalente Von Mises, pentru epuiveta cu gauri

JAN 21 2000
10:08:10
NODAL SOLUTION
STEP=1
SUB =1
TIME=1
SEQV (AVG)
PowerGraphics
EFACET=1
AYRES=Mat
DMX =16.155
SMN =.001137
SMX =923.515

█	.001137
█	57.721
█	115.44
█	173.16
█	230.88
█	288.599
█	346.319
█	404.039
█	461.758
█	519.478
█	577.197
█	634.917
█	692.637
█	750.356
█	808.076
█	865.796
█	923.515

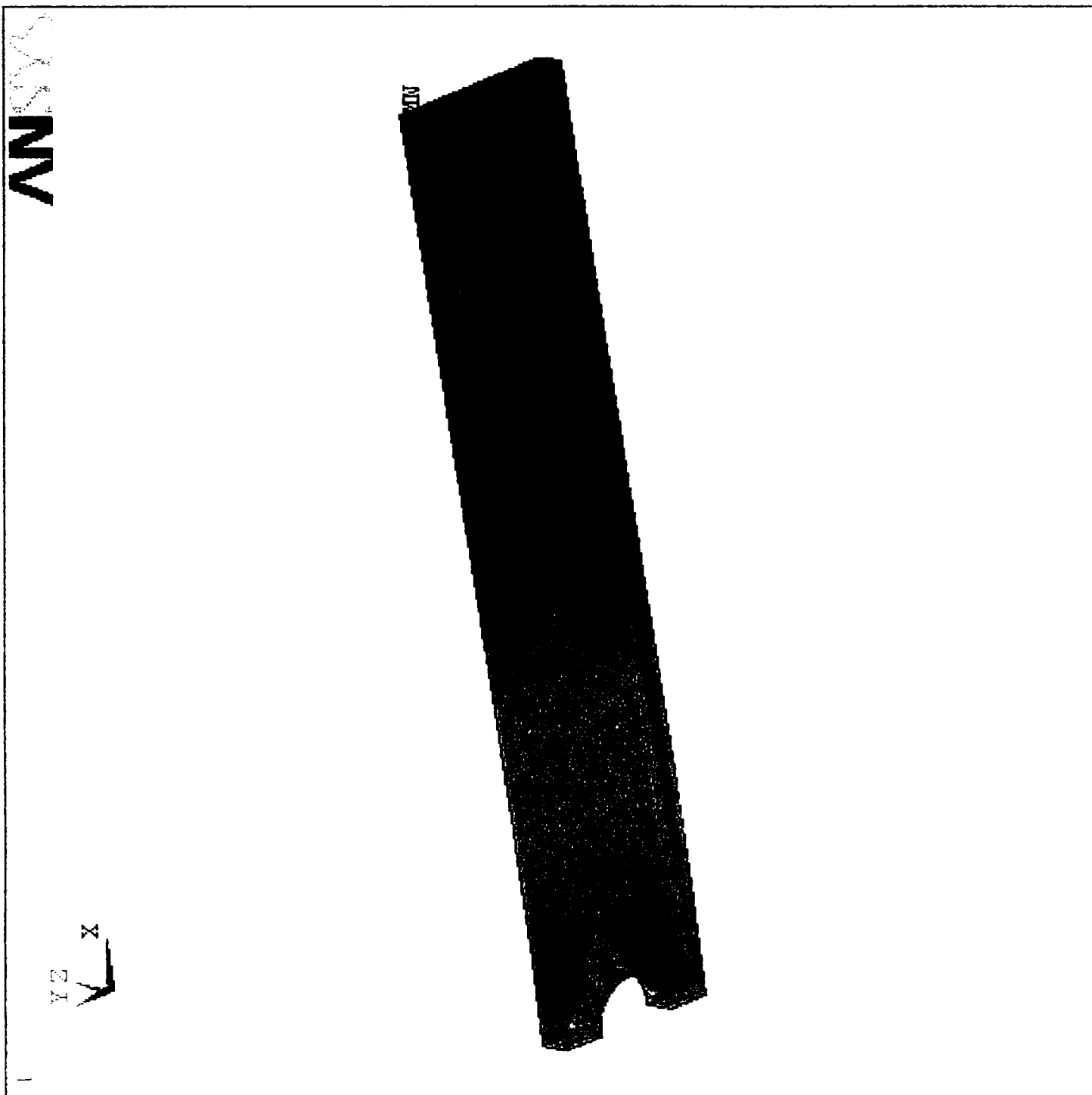


Fig.4.30. Tensiunea maximă la solicitarea de oboseală prin încovoiere plană, pentru epruveta cu gaură

JAN 21 2000
10:10:30
NODAL SOLUTION
STEP=17
SUB =11
TIM =.018478
SEQV (AVG)
PowerGraphics
EFACET=1
AVR S=Mat
DMX =7.173
SMN =.136E-03
SMX =447.925

█	.136E-03
█	27.995
█	55.991
█	83.986
█	111.981
█	139.977
█	167.972
█	195.967
█	223.963
█	251.958
█	279.953
█	307.949
█	335.944
█	363.939
█	391.935
█	419.93
█	447.925

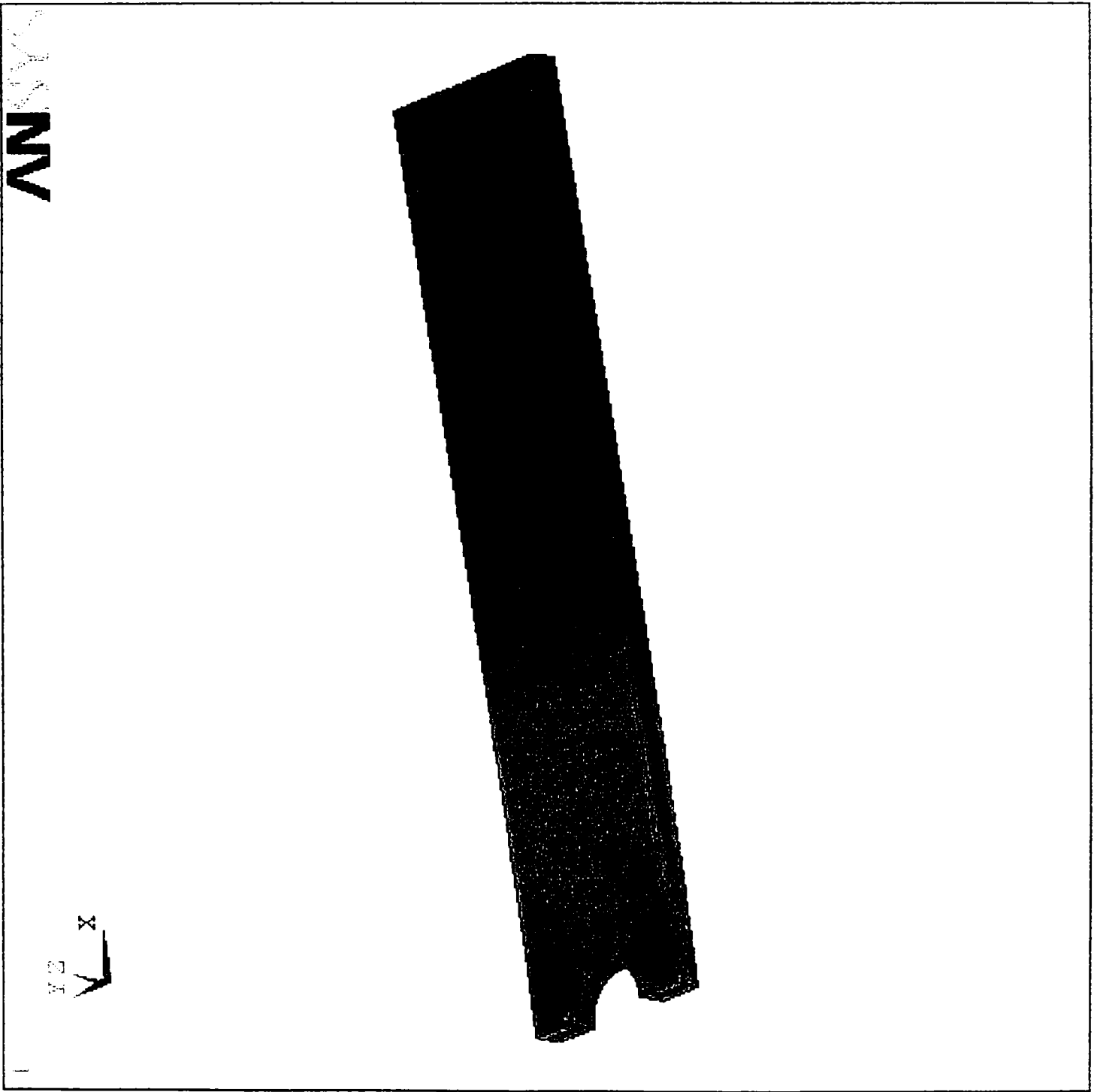


Fig.4.31. Analiza statică în tensiuni echivalente Von Mises, pentru epiveta cu creștături laterale rotunjite

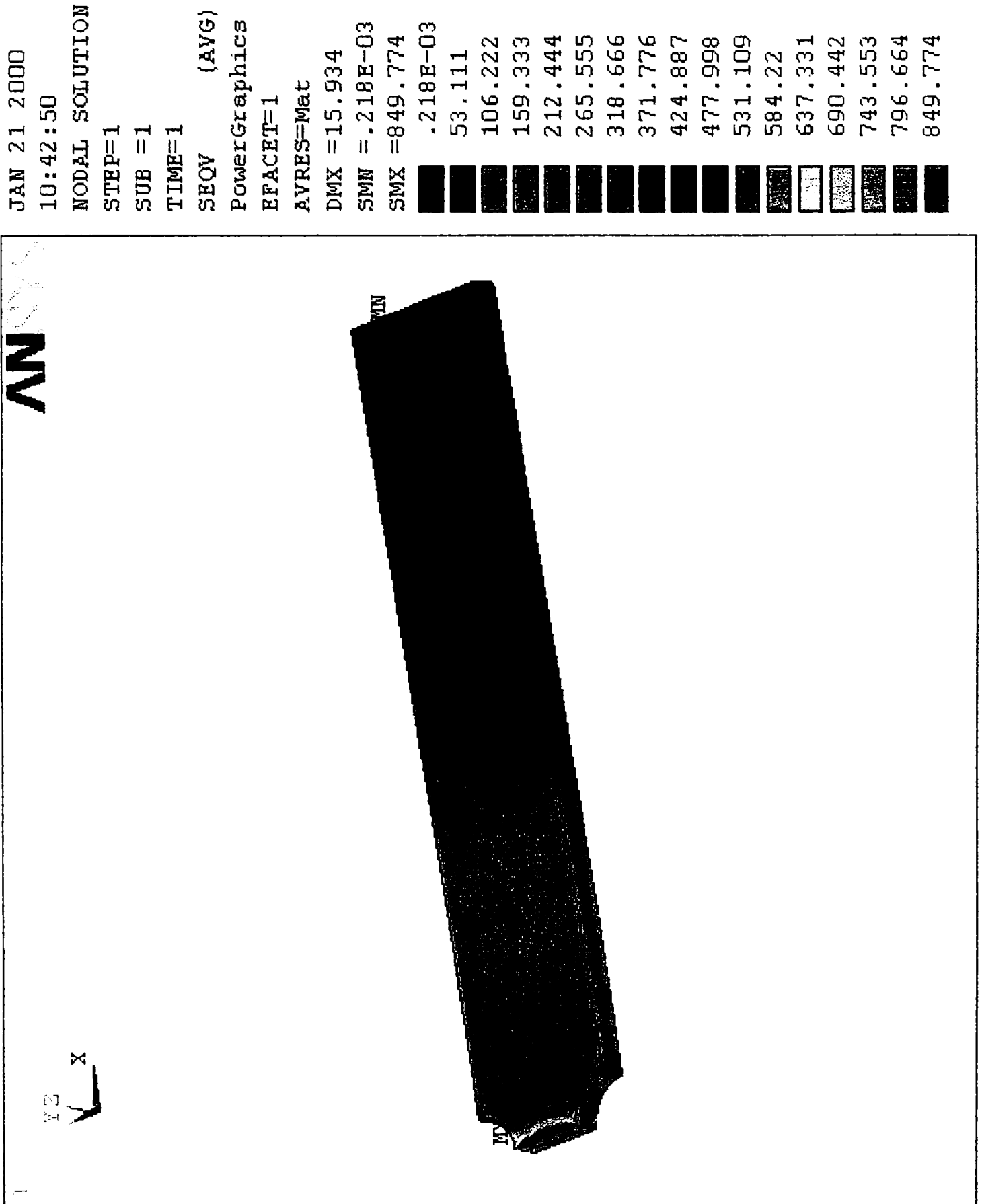


Fig.4.32. Tensiunea maximă la solicitarea de oboseală prin încovoiere plană, pentru epruveta cu creștături laterale rotunjite

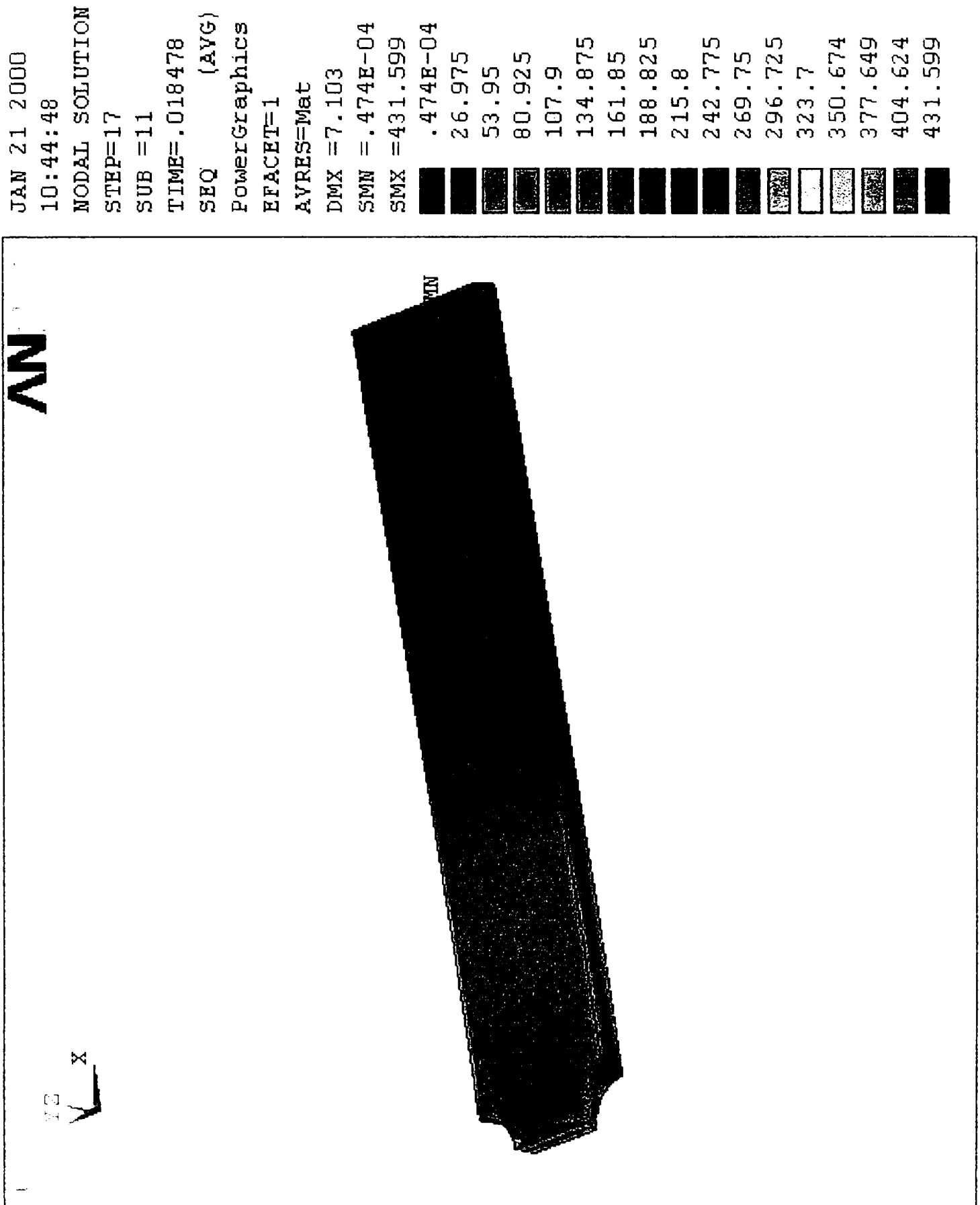


Fig.4.33. Analiza statică în tensiuni echivalente Von Mises, pentru epavea cu creștături laterale ascuțite

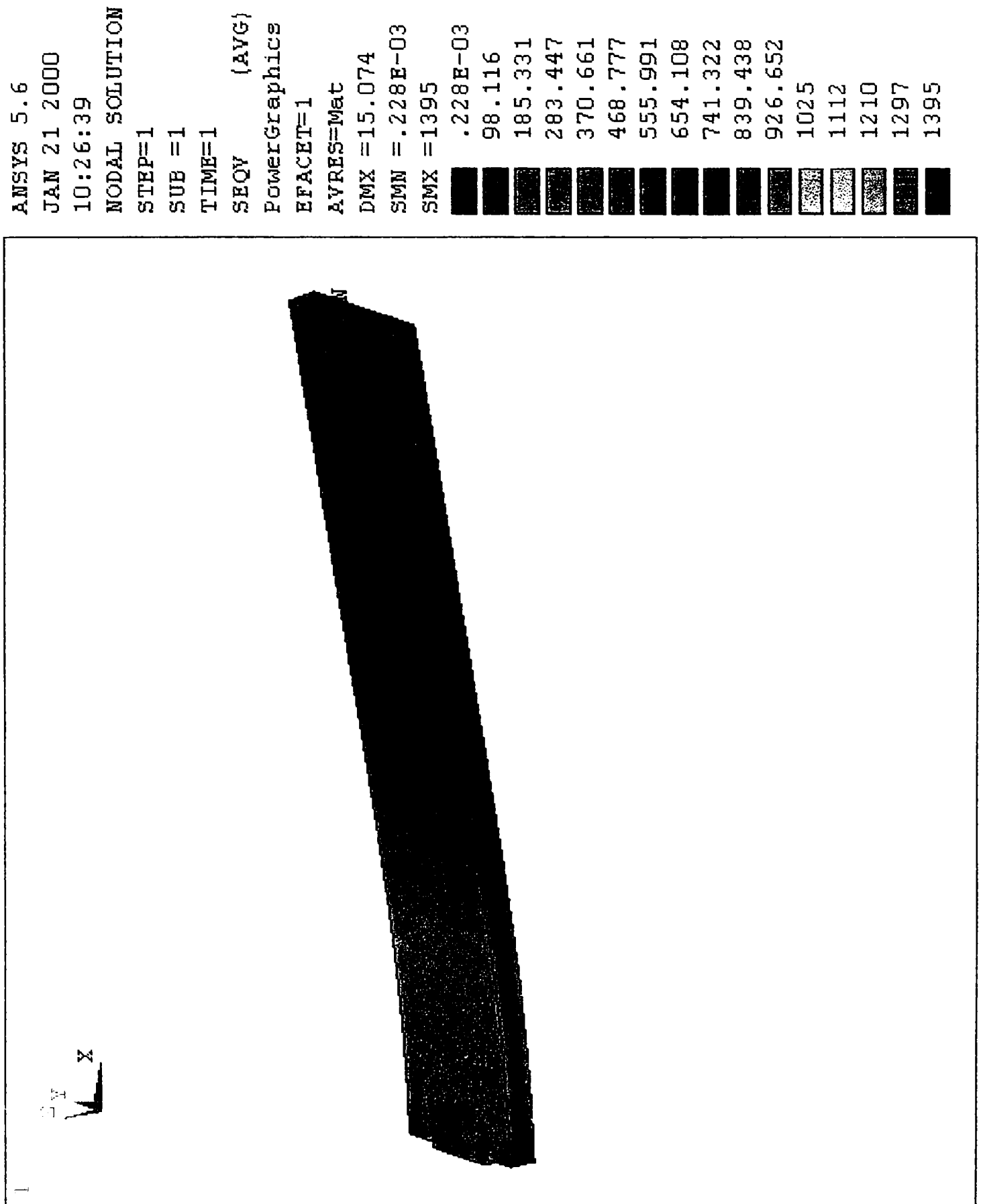
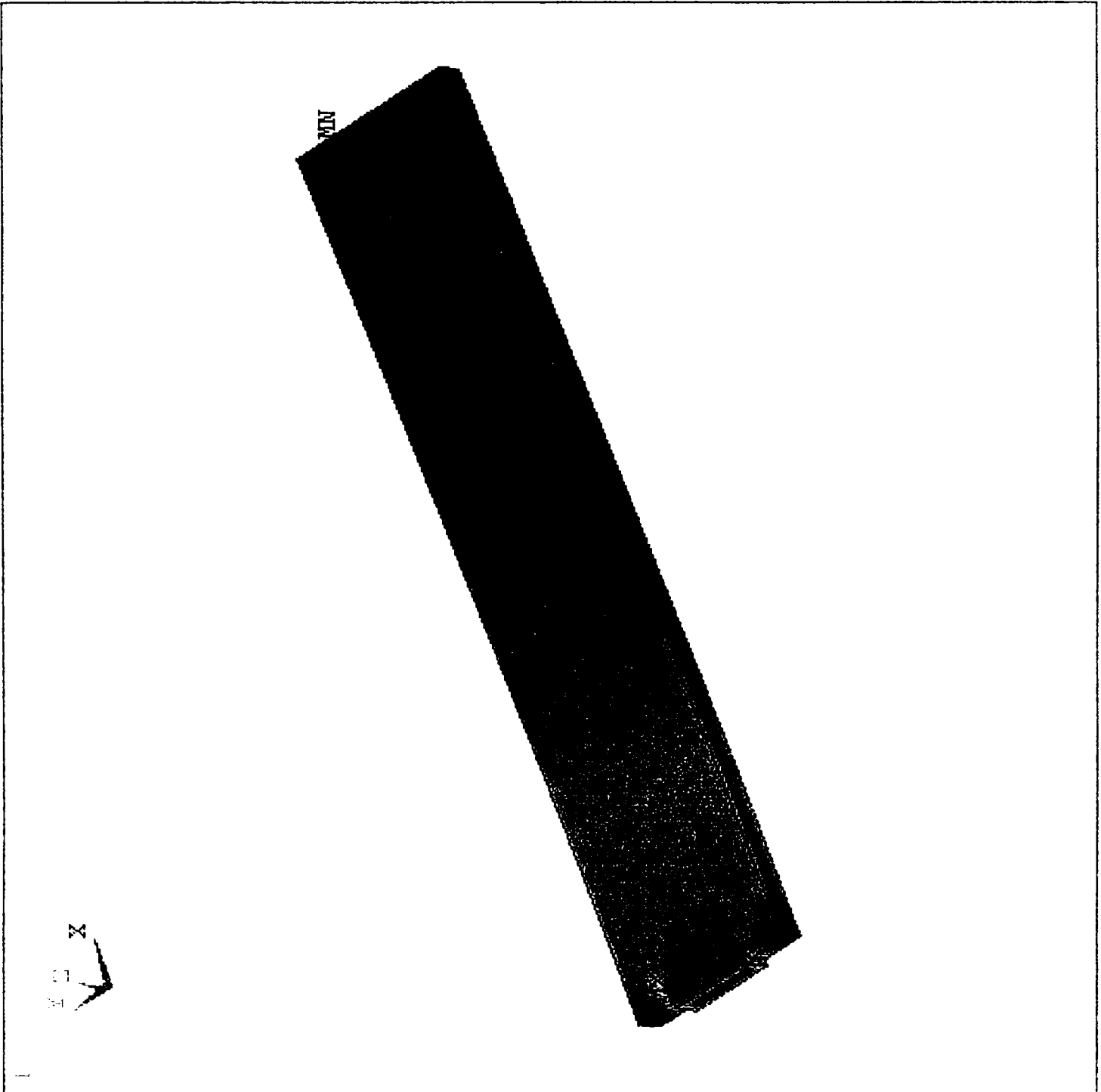


Fig.4.34. Tensiunea maximă la solicitarea de oboseală prin încovoiere plană, pentru epruveta cu creștături laterale ascuțite

```
ANSYS 5.6  
JAN 21 2000  
10:33:21  
NODAL SOLUTION  
STEP=17  
SUB =11  
TIME=.018478  
SEQV (AVG)  
POWERGraphics  
EFACET=1  
AVRES=Mat  
DMX =6.759  
SMN =.261E-03  
SMX =622.661  
■ .261E-03  
■ 43.781  
■ 82.697  
■ 126.478  
■ 165.395  
■ 209.176  
■ 248.092  
■ 291.873  
■ 330.789  
■ 374.57  
■ 413.486  
■ 457.267  
■ 496.183  
■ 539.964  
■ 578.881  
■ 622.661
```



CONCLUZII:

Elementul finit permite calculul acestor materiale în întimitatea lor, punând în evidență atât tensiunile în structură, cât și deformațiile. Se poate avea în vedere folosirea lui pentru evaluarea capacității portante a structurilor realizate din materiale compozite stratificate armate cu țesături.

Rezultatele acestui studiu mai arată că tipul de element finit propus este recomandat pentru analiza prin calcul a stratificatelor cu degradări, în vederea localizării acestora.

Analizând zonele din structură situate în imediata vecinătate a concentratorilor, se constată că aici apar primele ruperi ale matricei. Menținerea sarcinii conduce la apariția unor ruperi similare ale matricei componentă în elementele vecine celor la care au apărut primele degradări de acest tip.

Apariția ruperii unor fibre conduce la micșorarea evidentă a capacității portante a structurii, deoarece elementele care s-au rupt acționează, în continuare, ca niște concentratori de tip gaură.

Punctele de tensiune maximă apar la vârfurile creștăturilor și aceste valori au fost utilizate pentru a găsi valorile coeficientului de concentrare a tensiunilor K_t , cu relația (4.8), adică 1,3 (gaură), 1,2 (creștături laterale rotunjite), 1,97 (creștături laterale ascuțite), la sollicitarea statică de încovoiere și 1,46 (gaură), 1,41 (creștături laterale rotunjite), 2,04 (creștături laterale ascuțite), la sollicitarea ciclică de încovoiere. Compararea celor două seturi de valori conduce la concluzia că sensibilitatea creștăturilor este puțin influențată de aplicarea sollicitării ciclice. Acest fapt se explică prin aceea că valoarea coeficientului K_t a fost calculată în funcție de tensiunea de întindere în direcție longitudinală, tensiune care în acest caz nu poate caracteriza degradarea.

Prin urmare, pentru acest tip de materiale, nu este indicat ca tensiunea maximă să fie utilizată drept criteriu în estimarea durabilității la oboseală sau a punctului de inițiere a fisurii.

Mecanica ruperii poate explica dezvoltarea degradării în aceste materiale, dar numai dacă ține cont de efectele anizotropiei.

4.6. Mecanismele degradării la oboseală prin răsucire, în compozitele stratificate armate cu țesături

4.6.1. Descrierea mașinii de încercat la oboseală prin răsucire

Realizarea de mașini pentru încercările la solicitări variabile de răsucire a fost vreme îndelungată frânată de dificultățile tehnice, legate de măsurarea suficient de exactă a momentului de răsucire aplicat epruvetei și de realizarea unei solicitări de răsucire pură. Perfecționarea metodelor electrice și electronice de măsurare a mărimilor mecanice au permis construcția a diferite tipuri de mașini destinate încercărilor, atât pe epruvete convenționale, cât și pe prese reale. Determinările experimentale pentru încercarea materialelor la solicitarea de oboseală prin răsucire s-au efectuat pe o mașină proiectată și realizată practic de colectivul Catedrei de Rezistența Materialelor de la Facultatea de Mecanică din Craiova [CER_3] (Fig.4.35 - 4.36).

Elementele principale ale mașinii sunt: motorul electric 1; cuplajul de legătură 2; arborele melcat 3; roata melcată 4; arborele de legătură 5; discul cu manivela reglabilă 6; biela 7; oscilatorul reglabil 8; acul indicator purtat 9; acul indicator activ 10; cadranul 11, gradat în minute, pentru măsurarea deformației de răsucire φ ; lagărul cu rulmenți 12; arborele motor 13, cu capul de prindere a epruvetei; epruveta 14; arborele rezistent 15, cu celălalt capăt de prindere a epruvetei; ambreiajul de cursă liberă (unilateral) 16; acul indicator purtat 17; acul indicator activ 18, care măsoară unghiul α de rotire a pendulului; cadranul gradat în minute, 19; tija pendulului 20; sectorul dințat 21, de blocare a pendulului; trei clicheți 22, de lungimi diferite, care blochează pendulul, împreună cu ambreiajul 16, corespunzător unghiului α ; greutatea atașate la pendul 23; angrenajul cu două roți dințate 24; potențiometrul 25; miliampermetrul 26, etalonat în Nm; dispozitiv cu ceas comparator pentru măsurarea deformațiilor mici 27; numărătorul de cicluri 28.

Funcționarea mașinii se desfășoară astfel:

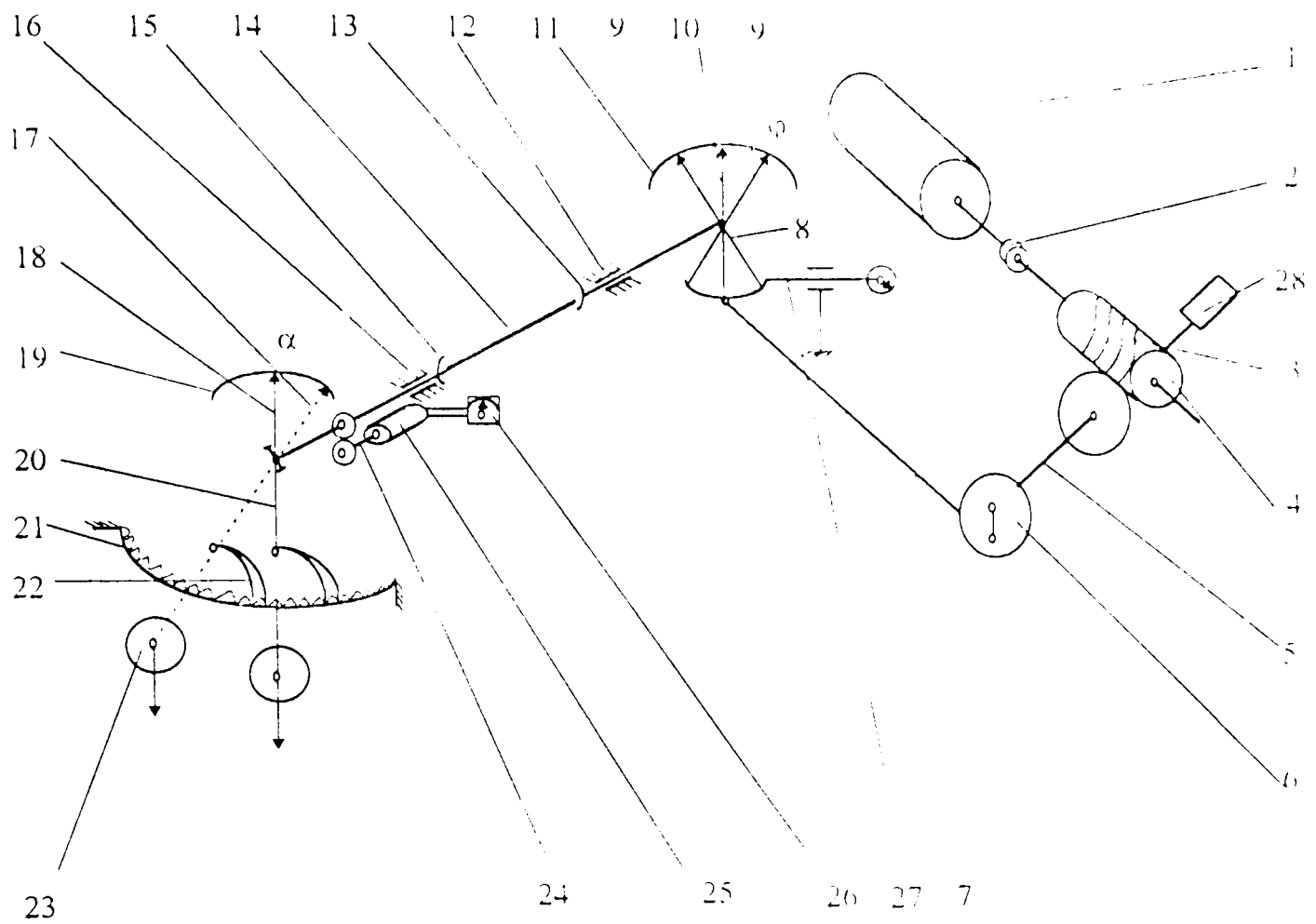


Fig.4.35. Schema de principiu a mașinii de încercat la oboseală prin răsucire

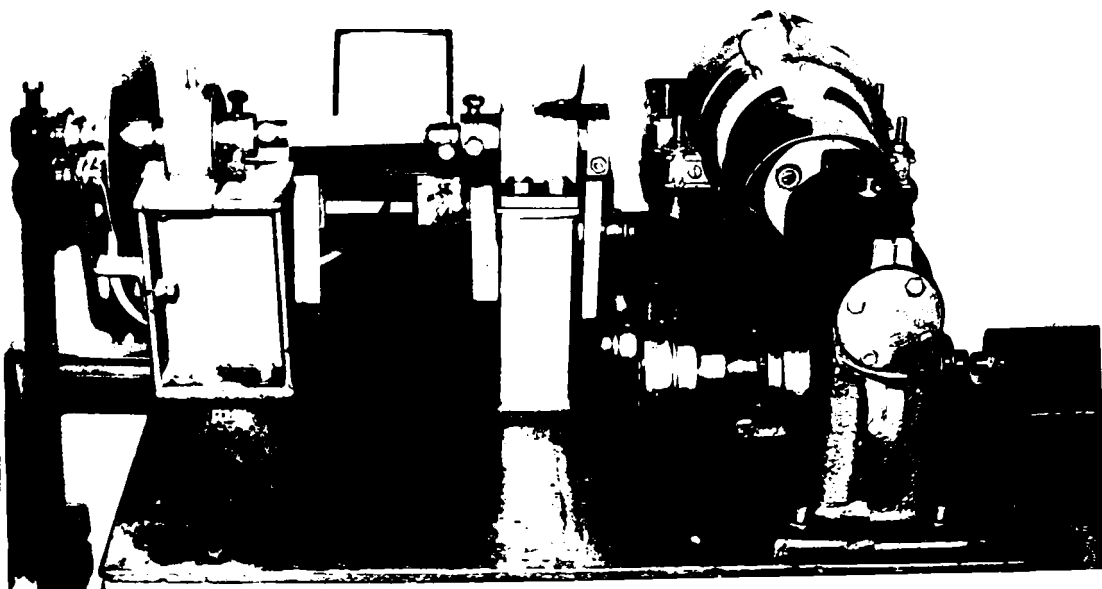


Fig.4.36. Fotografia mașinii de încercat la oboseală prin răsucire

Cu ajutorul discului 6 și a oscilatorului 8 se stabilește amplitudinea ciclului $M_t(\varphi)$, corespunzătoare încercării primului set de epruvete. Oscilatorul rotește capul 13 și capul epruvetei 14, cu unghiul φ și, totodată, rotește și capul 15 și pendulul 20, cu unghiul α ; pendulul rămâne blocat în această poziție, după care oscilatorul rotește epruveta în sens opus și apoi oscilațiile se repetă, arborele condus 13 pune în mișcare angrenajul cu roți dințate 24 și acesta, prin potențiometrul 25, indică pe aparatul 28 cuplul rezistent $M_t(\alpha) = M_t(\varphi)$, care solicită epruveta. Unghiul φ se citește pe cadranul 11, cu o precizie de 30 minute.

Caracteristic acestei mașini este măsurarea cuplului de torsiune cu un pendul și traducerea lui în mărime electrică cu ajutorul unui potențiometru. Pentru măsurarea deformațiilor unghiulare mici se folosește dispozitivul cu ceas comparator prezentat în Fig.4.37, sau un traductor tensometric rezistiv.

Momentul de torsiune aplicat se calculează cu relația:

$$M_t = L_p \sin \alpha \left(P_i + \frac{P_p}{2} \right) \quad (4.9)$$

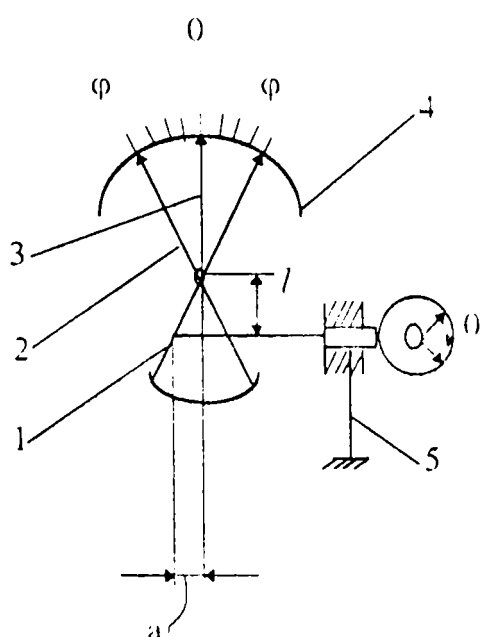


Fig.4.37. Schema de principiu a dispozitivului cu ceas comparator, pentru măsurarea deformațiilor unghiulare mici: 1-oscilator reglabil; 2-ace indicatoare purtate; 3- ac indicator activ; 4- cadran; 5- dispozitiv cu ceas comparator.

Tensiunea tangențială maximă este:

$$\tau_{max} = \frac{M_t}{w_0} \quad (4.10)$$

pentru epruveta de secțiune circulară, sau:

$$\tau_{max} = \frac{M_t}{\alpha b h} \quad (4.11)$$

pentru epruveta de secțiune dreptunghiulară, unde: L reprezintă lungimea activă a tijei pendulului, P_i este suma greutăților atașate la pendul, P_p este greutatea

tijeii pendulului, W_0 este modulul de rezistență polar al secțiunii circulare, b și h sunt lățimea și respectiv grosimea epruvetei iar α este un coeficient care depinde de raportul h/b , pentru secțiunea dreptunghiulară.

Deformația unghiulară totală a epruvetei este:

$$\varphi = \frac{M_t \cdot L}{GI_0} \quad \text{sau} \quad \varphi = \frac{M_t \cdot L}{G \cdot \beta b h} \quad (4.12)$$

unde: L reprezintă lungimea epruvetei pe porțiunea calibrată, G este modulul de forfecare al materialului epruvetei, I_0 este momentul de inerție polar al secțiunii circulare și β este un coeficient care depinde de raportul h/b , pentru secțiunea dreptunghiulară.

4.6.2. Studiul influenței concentratorilor de tensiune asupra comportării la oboseală prin răsucire a compozitului stratificat cu matrice polimeră armată cu țesături

Pentru acest tip de solicitare, determinările experimentale s-au efectuat pe epruvete din compozit cu matrice din rășină ARALEDIT-CIBA SORT CY22 și armătură din pânză de sticlă tip E-020.

Forma și dimensiunile epruvetelor sunt prezentate în Fig.4.6.a,b,c și d și Tabelul 4.4.

Tabelul 4.4. Dimensiunile epruvetelor utilizate în timpul încercărilor la oboseală prin răsucire

Material	b [mm]	b_c [mm]	B [mm]	h [mm]	h_c [mm]	l [mm]	L [mm]	R_c [mm]	Φ [mm]
rășină-pânză de sticlă	12	2	17	3,4	2,5	107	115	2,5	5

În prealabil, s-a determinat rezistența materialului la răsucire statică și s-a găsit valoarea medie $\tau_r=212\text{MPa}$. Valorile tensiunii maxime și deformației maxime de răsucire au fost calculate cu relațiile (4.11) și respectiv (4.12).

Rezultatele obținute în urma determinărilor experimentale pot fi urmărite în Tabelul 4.5.

Tabelul 4.5. Rezultatele încercărilor la oboseală prin răsucire

τ_{\max} / τ_r	N_r mediu [cicluri] pentru epruveta			
	fără concentrator	cu gaură	cu creștături rotunjite	cu creștături ascuțite
0,20	12500	10843	8550	6539
0,25	11628	8640	7655	5724
0,30	9543	6232	5278	4530
0,35	7946	5791	4582	3154
0,40	6325	4578	3276	2759

În Fig.4.38 se prezintă curbele de durabilitate la oboseală prin răsucire, pentru materialul studiat.

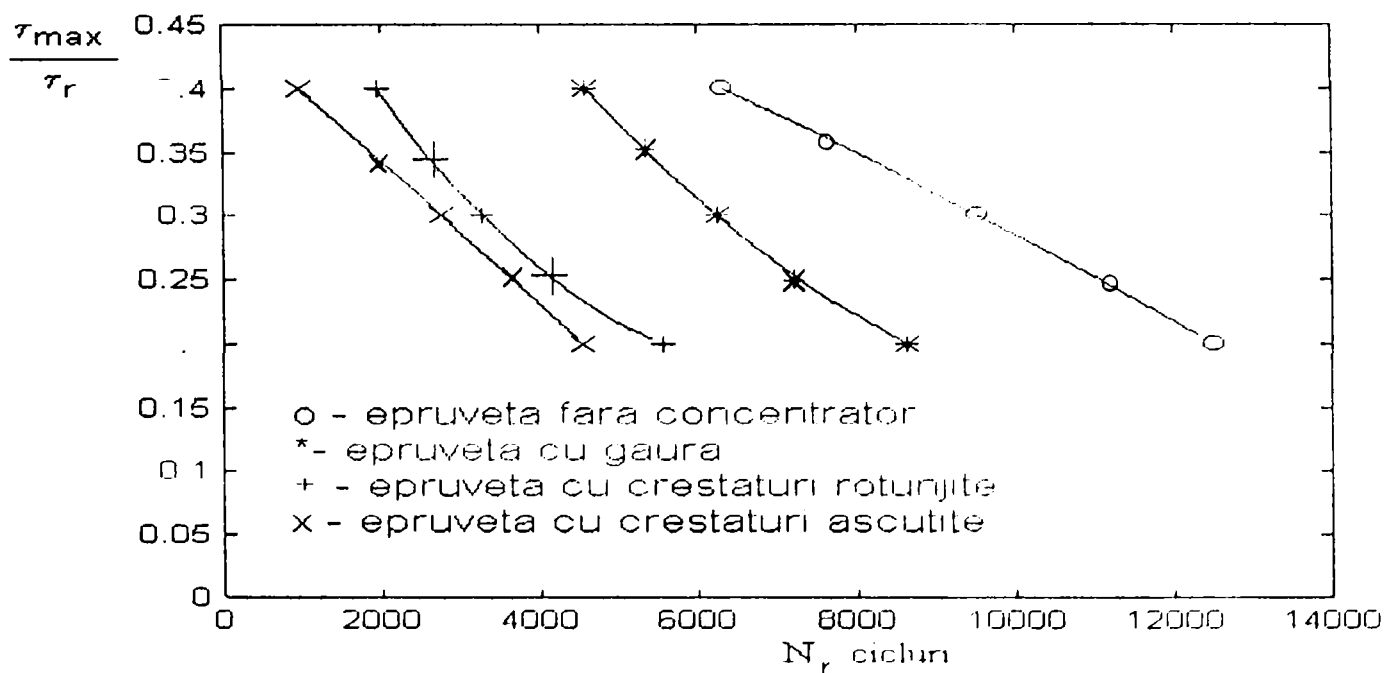
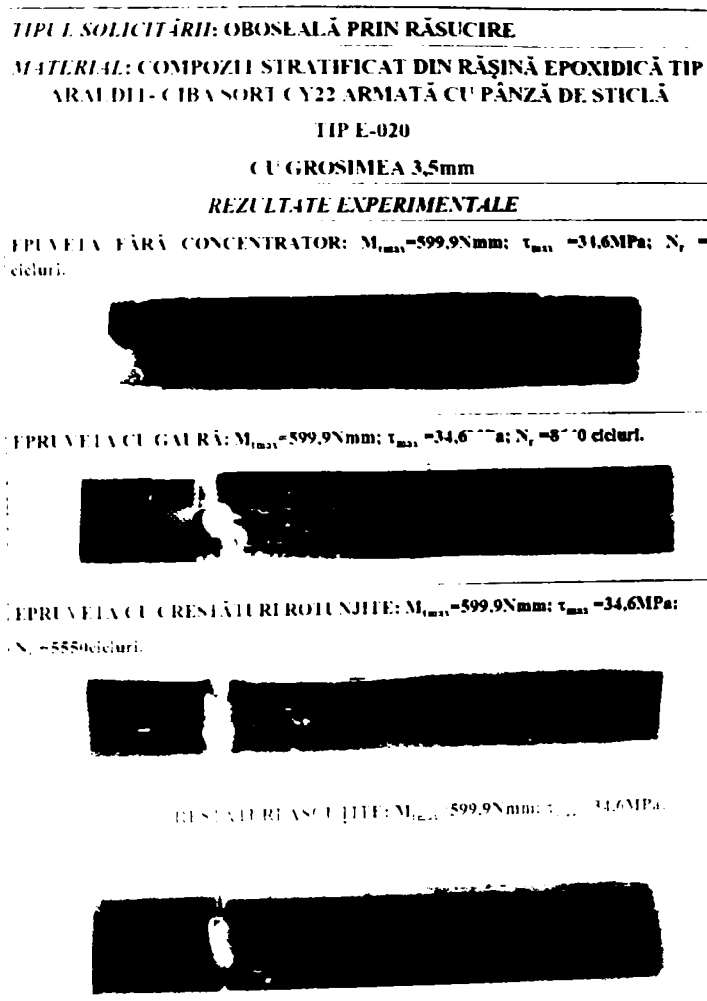


Fig. 4.38. Curbele de durabilitate la oboseală prin răsucire pentru compozitul ARALDIT- CIBA SORT CY22/pânză de sticlă E-20

În Fig.4.39 se prezintă aspectul secțiunilor de rupere la oboseală prin răsucire.

Datorită transparenței materialului, starea de degradare poate fi urmărită printr-o simplă inspecție vizuală. Astfel, analizând aspectul secțiunilor de rupere din Fig.4.39 rezultă următoarele concluzii:



a)



b)



c)

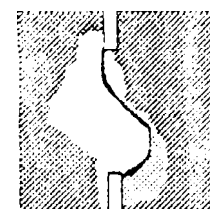
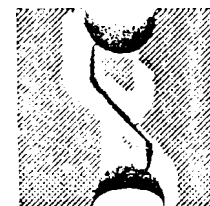


Fig. 4.39. Aspectul secțiunilor de rupere la oboseală prin răsucire

CONCLUZII:

1. În timpul încercării ciclice la torsiune sunt prezente două tipuri de defecte și anume:

- fisuri transversale care apar pe grosimea materialului și care, deși influențează durabilitatea acestuia, nu conduc niciodată la ruperea finală, aceste fisuri cresc și se propagă pe grosime, conducând la fenomenul de delaminare;

- două fisuri principale, care apar la muchiile libere (în cazul epruvetei fără concentrator sau cu concentrator tip gaură) sau în vecinătatea creștăturilor laterale și se propagă, unindu-se în final în centrul barei.

2. Rezistența materialului compozit studiat este mult diminuată în cazul solicitării de torsiune ciclică, față de solicitarea de încovoiere ciclică.

3. Concentratorul tip creștătură ascuțită este, și în cazul acestui tip de solicitare cel mai periculos, degradarea locală a materialului, manifestată prin delaminare, fiind mai extinsă decât în cazul celorlalte tipuri de concentratori.

4.7. Mecanismele degradării la oboseală combinată de încovoiere și răsucire

4.7.1. Descrierea mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere și răsucire

În cazul solicitărilor variabile, în material ia naștere în general o stare de tensiune biaxială-mixtă de încovoiere și răsucire.

Având în vedere că, în țara noastră, nu s-au construit mașini pentru încercarea materialelor la astfel de solicitări, colectivul de cercetare al Catedrei de Rezistența materialelor a Facultății de Mecanică din Craiova a proiectat și realizat practic un model de mașină pentru încercarea materialelor la oboseală prin încovoiere și răsucire simultană[CER_2].

Mașina (Fig.4.40 - 4.41) are ca părți componente principale:

- subansamblul de încovoiere plană, care constă din dispozitivul 1 de fixare a epruvetei 2, oscilatorul 9, biela 24, manivela reglabilă 23, cadranul 12 (pentru măsurarea unghiului α de încovoiere);

- subansamblul de răsucire, care constă din dispozitivul 3 de fixare a celui de-al doilea capăt al epruvetei 2, brațul oscilant 7 reglabil, biela 11, manivela reglabilă 13, cadranul 4 pentru măsurarea unghiului φ de răsucire;

- transmisia, care constă din suportii 14 și 18, prevăzuți cu lagăre cu rulmenți, pentru arborele motor 19, electromotorul 15 care este cuplat direct cu un reductor cu mele și roată mecată, roțile pentru curea 16 și 20, prevăzute cu două trepte și cureaua trapezoidală 17;

- dispozitivele de măsură, care constau din transmisia cu curea 22, numărătorul de ture 21, acul conducător 9 și cele conduse 10, pentru măsurarea unghiului α de încovoiere a epruvetei, acul conducător 6 și cele conduse 5, pentru măsurarea unghiului φ de răsucire;

- batiul 25, care constă dintr-o placă metalică sprijinită pe patru picioare, realizată în construcție sudată.

Mașina poate realiza următoarele tipuri de încercări: încercarea la oboseală prin încovoiere plană; încercarea la oboseală prin răsucire; încercarea la solicitarea

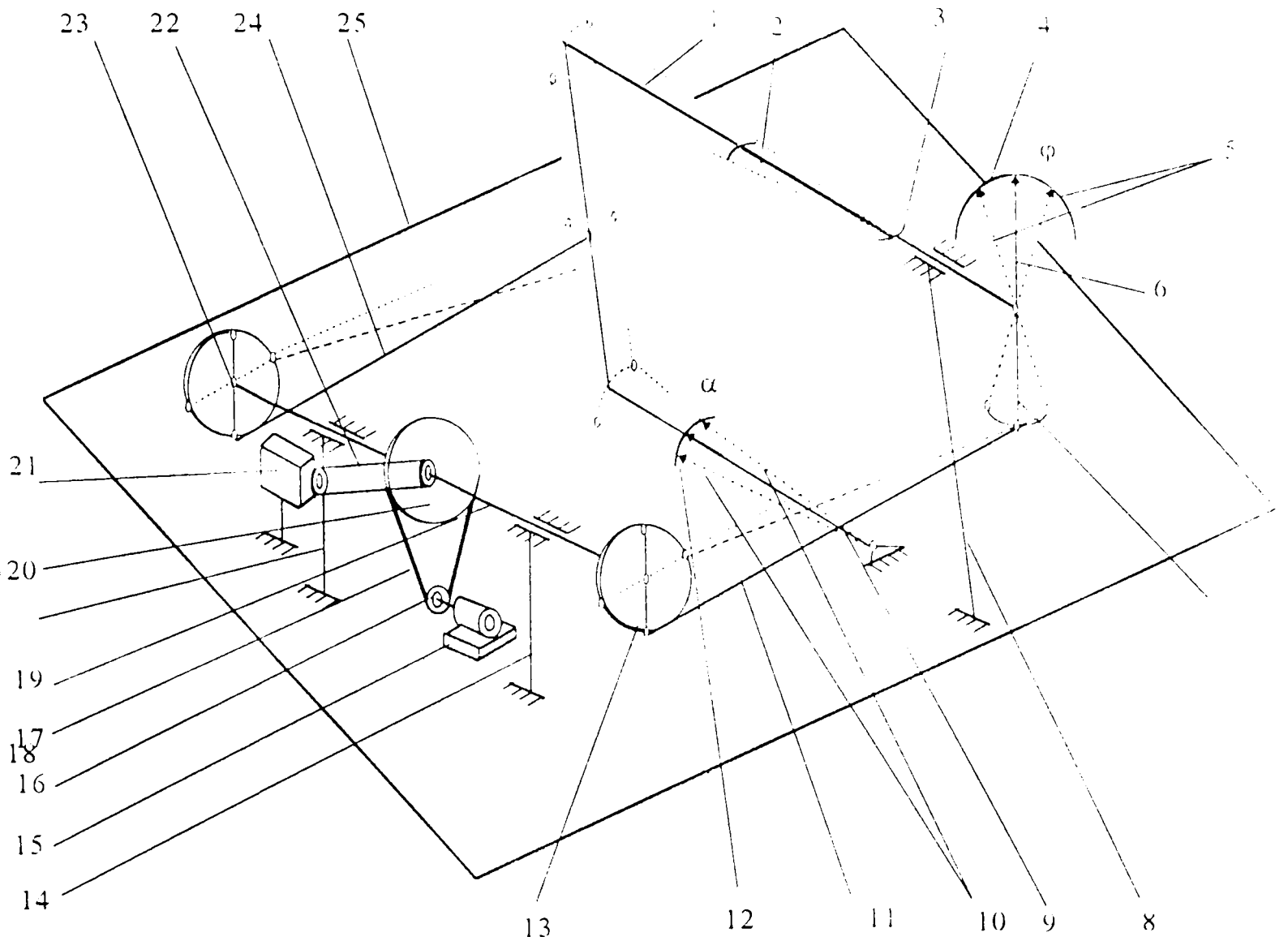


Fig.4.40. Schița mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere și răsucire simultană

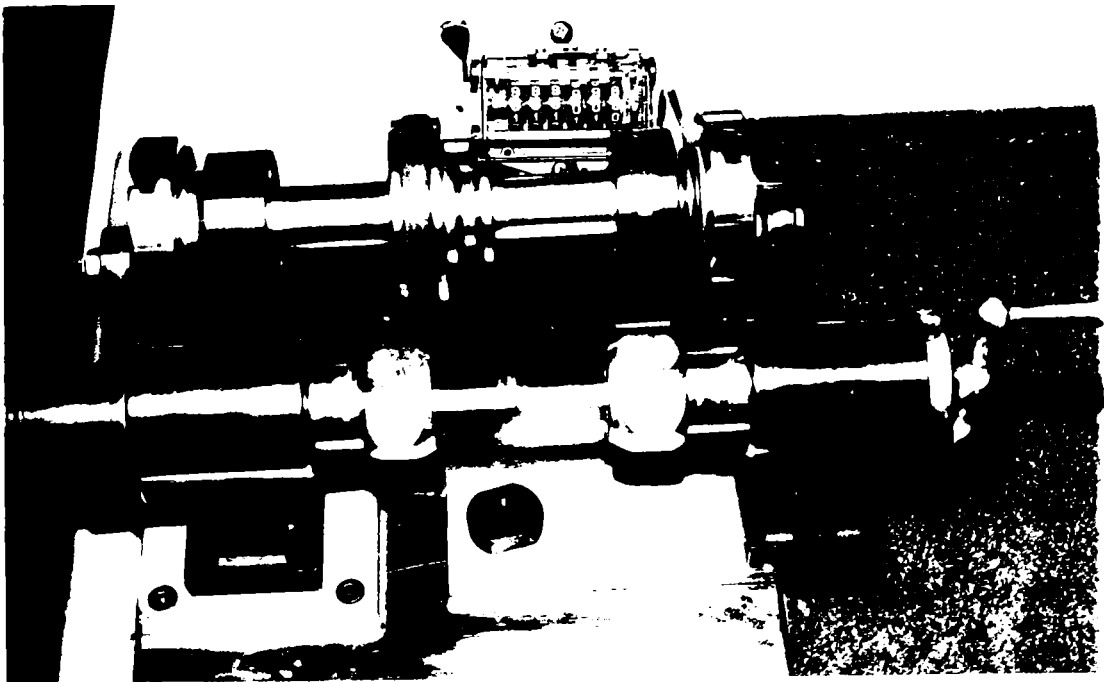


Fig. 4.41. Fotografia mașinii de încercat la oboseală prin încovoiere plană și răsucire simultană.

compusă de oboseală, prin răsucire și încovoiere plană, pentru care tensiunile tanențiale τ și normale σ sunt variabile, în fază, după cicluri simetrice sau la defazaj.

Determinarea rezistenței la oboseală este precedată de următoarele operații: din materialul care trebuie studiat se confecționează epruvete care au capetele de prindere cu secțiunea pătrată, cu latura de 6mm și lungimea 25mm, precizându-se materialul epruvetei și compoziția chimică; se determină rezistența de rupere σ_{rt} la tracțiune statică, τ_r la răsucire statică și σ_{ri} la încovoiere statică. Pentru efectuarea încercării de oboseală combinată de încovoiere și răsucire, prin cicluri simetrice în fază, schema de solicitare poate fi urmărită în Fig.4.42.

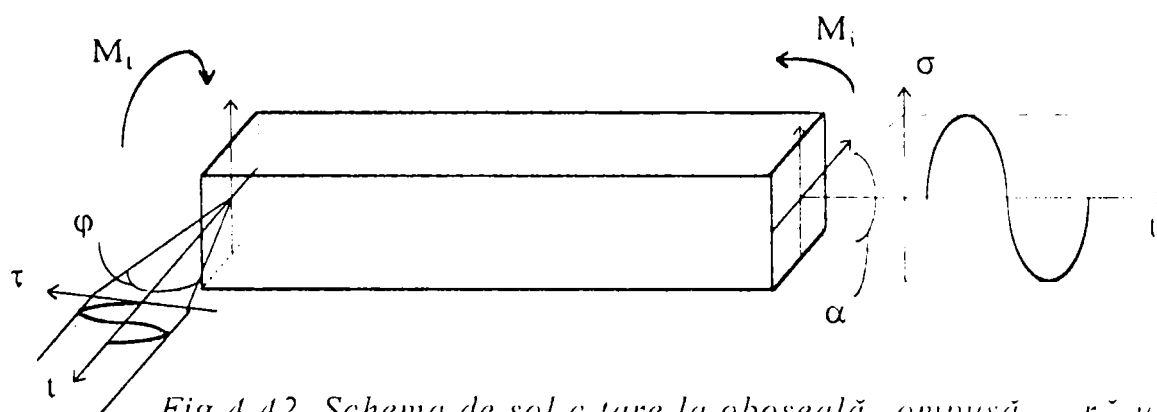


Fig.4.42. Schema de solicitare la oboseală, compusă de răsucire și încovoiere prin cicluri simetrice în fază

4.7.2. Studiul comportării la oboseală combinată de încovoiere și răsucire al compozitelor stratificate, cu matrice polimeră armată cu țesături

Așa cum am arătat anterior, materialele compozite sunt din ce în ce mai mult utilizate în construcția de automobile. Ele pot fi folosite, de exemplu, la confecționarea componentelor suspensiei, care sunt supuse unor sarcini variabile de încovoiere și răsucire, un timp îndelungat. În cazul acestui tip de solicitare, există doi parametri care joacă un rol important în procesul de degradare și anume raportul dintre tensiunea de încovoiere și cea de răsucire și coeficientul de asimetrie al ciclului, care poate fi pozitiv sau negativ.

În funcție de valorile acestor parametri s-au observat mai multe clase de defecte. Atunci când încovoierea este dominantă, apare ruperea fibrelor pe partea supusă la întindere a epruvetei. Dacă, din contră, răsucirea este dominantă, delaminarea și fisurarea matricei sunt mecanismele dominante.

Determinările experimentale s-au efectuat pentru două tipuri de materiale compozite stratificate armate cu țesături și anume: Materialul 1: rășină DINOX-RD, pânză de sticlă tip E-014; Materialul 2: rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020. Forma epuvelor utilizate în timpul determinărilor experimentale poate fi urmărită în Fig.4.43, iar dimensiunile acestora sunt prezentate în Tabelul 4.6

Tabelul 4.6. Dimensiunile epruvetelor utilizate în timpul încercărilor la oboseală compusă de încovoiere cu răsucire

Epruveta	b [mm]	b _e [mm]	B [mm]	H [mm]	h [mm]	h _e [mm]	l [mm]	L [mm]
Material 1	4	1,5	7	8	3,4	1,5	55	85
Material 2	4	1,5	7	8	3,4	1,5	55	85

Principalele caracteristici ale țesăturilor de sticlă, ca și ale rășinilor utilizate au fost prezentate în paragraful 2.3

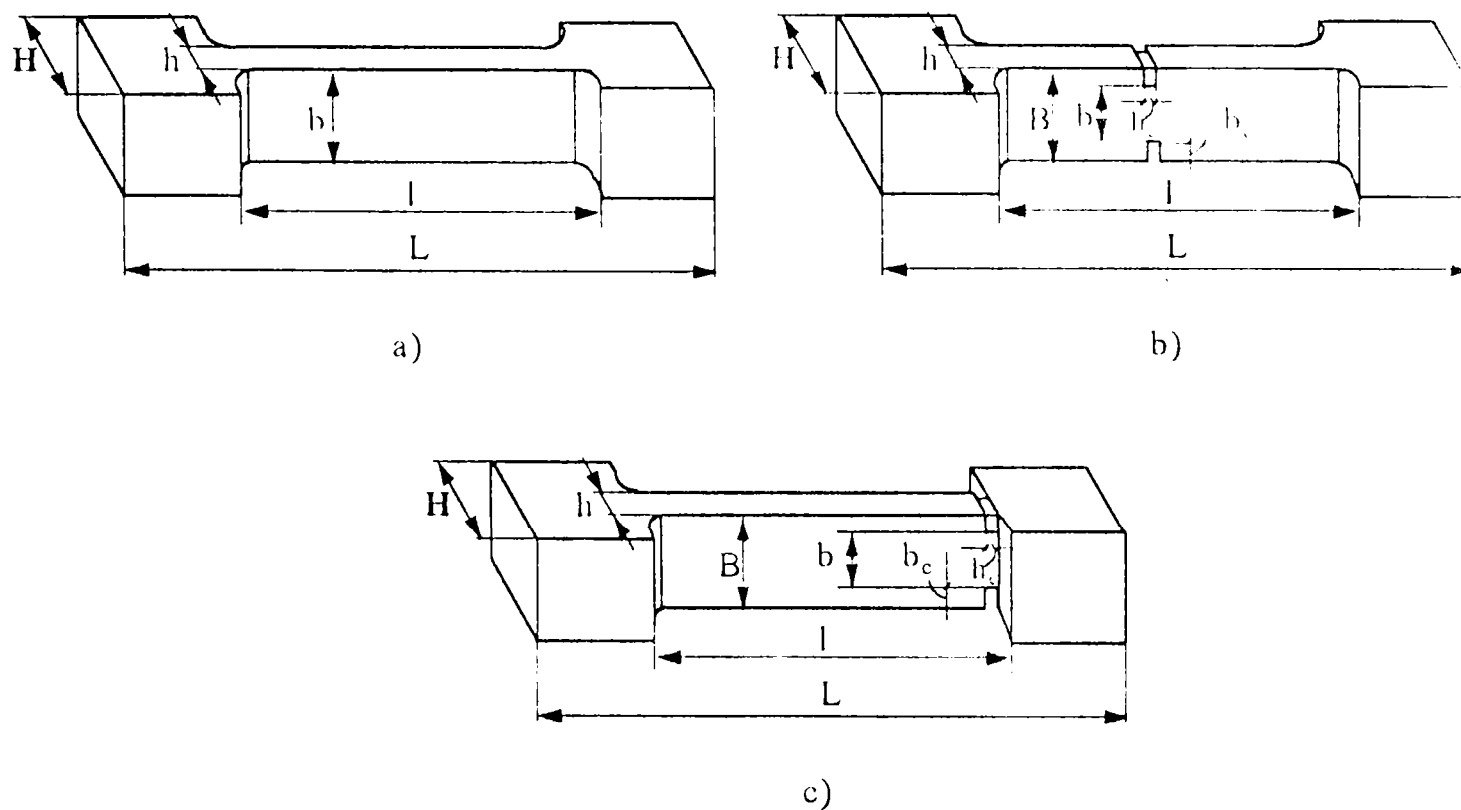


Fig.4.43. Forma și dimensiunile epruvetelor utilizate în timpul încercărilor la oboseală compusă de încovoiere cu răsucire: a) epruveta fără concentrator; b) epruveta cu creștături drepte laterale practicate la mijlocul lungimii de lucru; c) epruveta cu creștături drepte laterale practicate la încastrare

Valorile rezistențelor la tracțiune și la răsucire statică pentru cele două materiale au fost: $\sigma_{rt}=333,3$ MPa, $\tau_r=173$ MPa pentru compozitul armat cu pânză de sticlă tip E-014 și $\sigma_{rt}=425,4$ MPa, $\tau_r=212$ MPa pentru compozitul armat cu pânză de sticlă tip E-020.

Rezultatele obținute în timpul determinărilor experimentale pot fi urmărite în Tabelul 4.7.

Tabelul 4.7. Rezultatele încercărilor la oboseală compusă de încovoiere cu răsucire

Material	$\sigma_{max} / \sigma_{rt}$	τ_{max} / τ_r	N_r mediu [cicluri] pentru epruveta		
			fără concentrator	cu creștături ascuțite	
				la centru	la încastrare
Mat. 1	0,40	0,40	1203	856	420
	0,35	0,35	1785	945	496
	0,30	0,30	2354	1376	575
	0,25	0,25	3639	1753	713
	0,20	0,20	4125	2135	812
Mat. 2	0,40	0,40	2643	989	643
	0,35	0,35	3151	1245	698
	0,30	0,30	3985	1893	735
	0,25	0,25	4678	2127	846
	0,20	0,20	5872	2965	934

În Fig.4.44-4.45 se prezintă aspectul secțiunilor de rupere prin oboseală iar în Fig. 4.46-4.47 se prezintă curbele de durabilitate la oboseală combinată de încovoiere cu răsucire, pentru cele două materiale studiate.

Din analiza rezultatelor experimentale, se desprind următoarele observații:

1. La epruveta fără concentrator, din Fig.4.44.a, se observă că ruperea s-a produs la mijlocul epruvetei iar secțiunea de rupere este înclinată la 45° , față de axa longitudinală, datorită tensiunilor de întindere de la solicitarea ciclică de răsucire, cunoscut fiind faptul că în secțiunile înclinate la 45° acestea sunt egale cu tensiunile tangențiale maxime.

2. Pentru epruveta fără concentrator din Fig.4.45.a, ruperea a început, ca și la epruveta precedentă, la mijlocul lungimii printr-o fisură înclinată la 45° față de axa longitudinală, sub efectul tensiunilor de întindere de la răsucirea ciclică, fisura schimbându-și apoi direcția în planul xOy, datorită tensiunilor tangențiale produse

TIPUL SOLICITĂRII: OBOSEALĂ COMBINATĂ DE ÎNCOVOIERE CU RĂSUCIRE

MATERIAL: COMPOZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ TIP DIXON-RD ARMATĂ CU PÂNZĂ DE STICLĂ

TIP E-014

CU GROSIMEA 3,5mm

REZULTATE EXPERIMENTALE

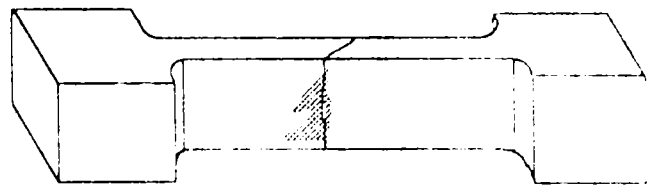
EPRIVEȚA FĂRĂ CONCENTRATOR: $N_f = 1200$ cicluri.



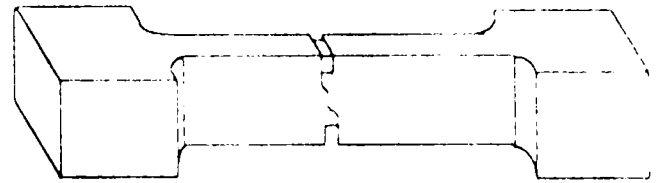
EPRIVEȚA CU CRESTĂTURI LA MIJLOC: $N_f = 420$ cicluri.



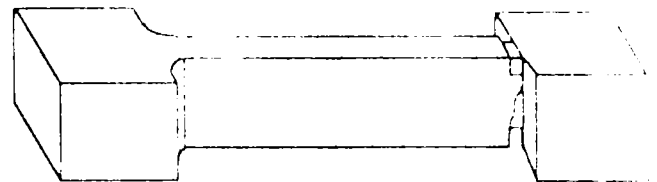
EPRIVEȚA CU CRESTĂTURI LA ÎNCASTRARE: $N_f = 30$ cicluri.



a)



b)



c)

Fig.4.44. Aspectul secțiunilor de rupere la oboseală combinată de răsucire cu încovoiere pentru compozitul armat cu pânză E-014

TIPUL SOLICITĂRII: OBOSEALĂ COMBINATĂ DE ÎNCOVOIERE CU RĂSUCIRE

MATERIAL: COMP. ZIT STRATIFICAT DIN RĂȘINĂ EPOXIDICĂ TIP ARAIDIT- CIBA SORT CY22 ARMATĂ CU PÂNZĂ DE STICLĂ

TIP E-020

CU GROSIMEA 3,5 mm

REZULTATE EXPERIMENTALE

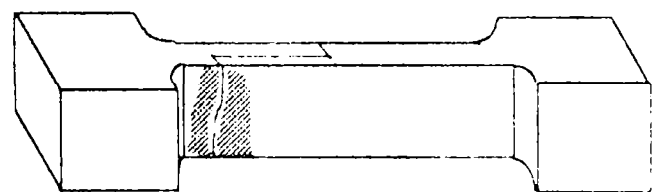
EPRIVEȚA FĂRĂ CONCENTRATOR: $N_f = 2640$ cicluri.



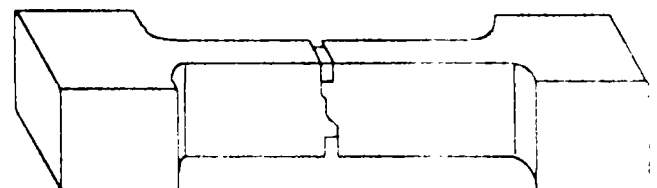
EPRIVEȚA CU CRESTĂTURI LA MIJLOC: $N_f = 600$ cicluri.



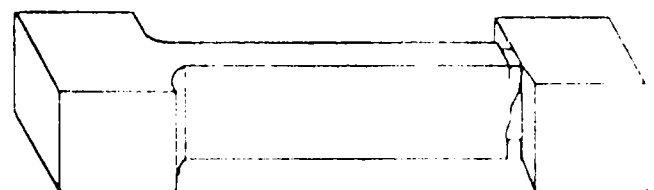
EPRIVEȚA CU CRESTĂTURI LA ÎNCASTRARE: $N_f = 60$ cicluri.



a)



b)



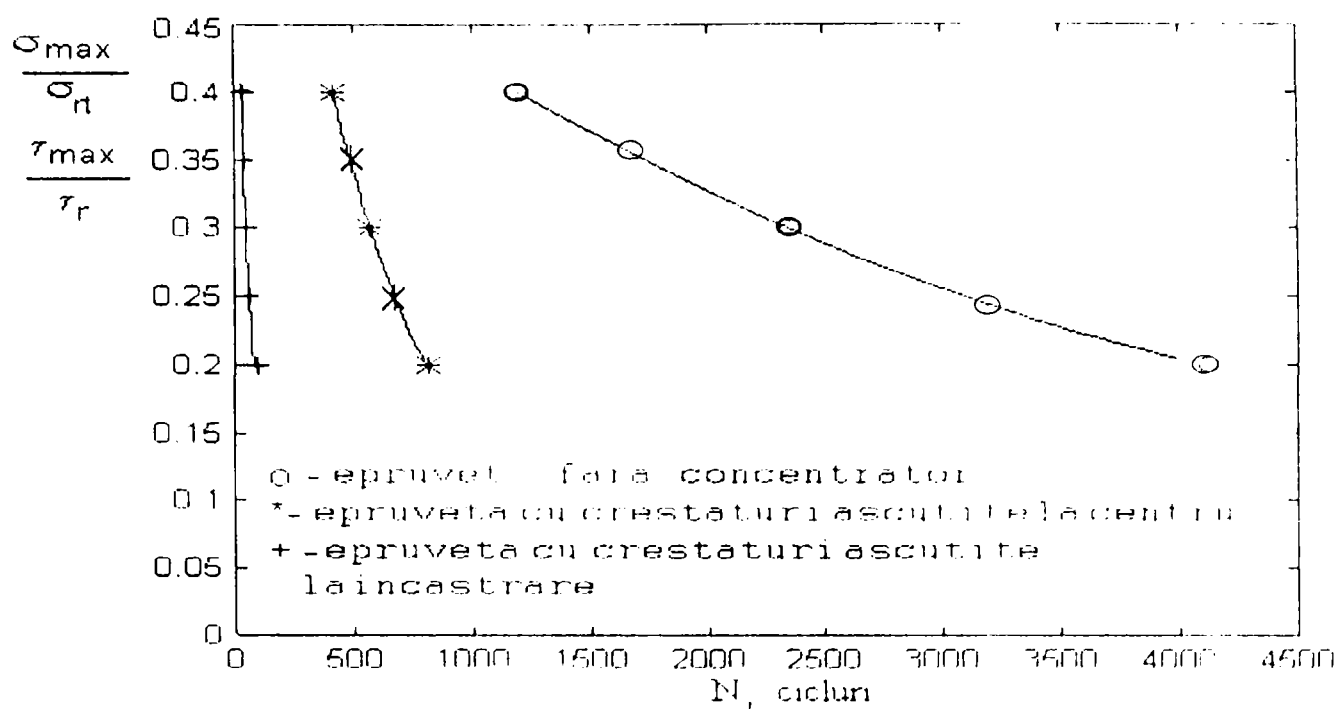


Fig. 4.46. Curbele de durabilitate la oboseală combinată de încovoiere cu răsucire, pentru Materialul 1

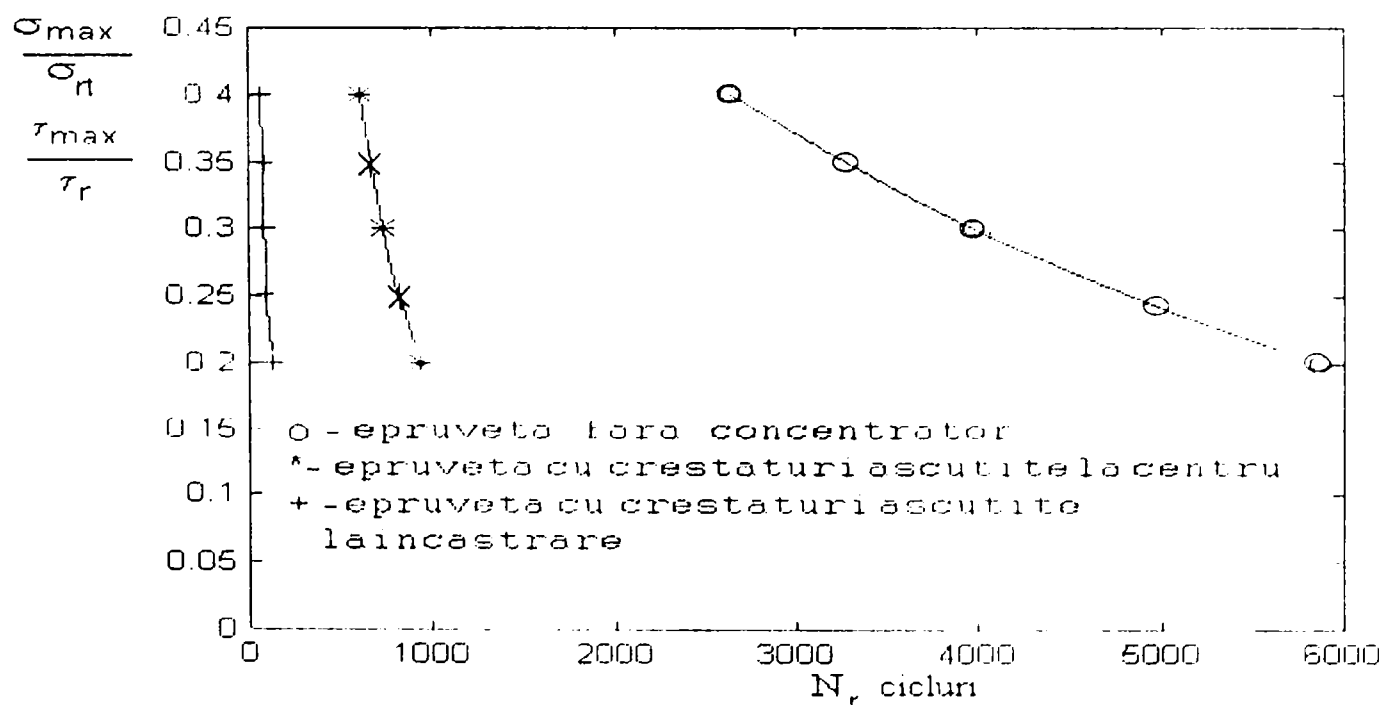


Fig. 4.47. Curbele de durabilitate la oboseală combinată de încovoiere cu răsucire, pentru Materialul 2

de forță tăietoare corespunzătoare încovoierii ciclice și manifestându-se prin desprinderea straturilor pe o lungime de cca 12mm și, în final, încheindu-se printr-o nouă schimbare de direcție, cu o rupere la 45° față de axa Oz, datorită tensiunilor de întindere de la răsucire.

3. La epruveta din Fig. 4.44.b, cu creștături laterale drepte, practicate la mijlocul lungimii, ruperea s-a produs în creștătură, secțiunea de rupere având formă de pană ușor răsucită după elice, acest fapt dovedind o contribuție aproximativ egală a celor două tipuri de tensiuni ciclice aplicate. În vecinătatea secțiunii de rupere se observă o ușoară delaminare.

4. Epruveta din Fig.4.45.b prezintă o secțiune de rupere similară cu cea din Fig.4.44.b, cu observația că zona de delaminare este mai extinsă datorită unui număr mai mare de cicluri suportat până la rupere, adică unei sollicitări ciclice mai îndelungate.

5. La epruveta din Fig.4.44.c, cu creștături laterale drepte, practicate învecinătatea secțiunii încastrate, se observă o rezistență mult mai mică decât a epruvetei din Fig.4.44.b, datorită faptului că, în acest caz, concentratorul se găsește în zona de acțiune atât a tensiunilor maxime de încovoiere, cât și a unghiului maxim de răsucire. Apare și de astă dată o ușoară delaminare în jurul secțiunii de rupere, dar mult mai redusă datorită numărului mic de cicluri suportat până la rupere.

6. Epruveta din Fig.4.45.c. are o comportare similară cu cea a epruvetei din Fig.4.44.c.

CONCLUZII:

Compozitele stratificate cu matrice din rășină epoxidică armată cu țesătură din pânză de sticlă suferă două tipuri de defecte atunci când sunt supuse la oboseală combinată de încovoiere cu răsucire.

Ca efect al oboselii prin răsucire, apar fisuri transversale în matrice, pe lățimea epruvetei. Ele cresc și se propagă pe toată grosimea epruvetei dar această creștere, fiind probabil influențată de durata de viață a structurii, nu ajunge niciodată să conducă la ruperea finală. Aceste fisuri ascund delaminarea, care induce modificări mari în material. Ea începe de la suprafețele libere ale epruvetei și se localizează în mijlocul grosimii acesteia.

Ca efect al oboselii prin încovoiere, apare delaminarea și ruperea fibrelor. Acest ultim tip de defect conduce, în general, la ruperea finală a epruvetei.

CAPITOLUL 5

CONTRIBUȚII PRIVIND MODELAREA DEGRADĂRII LA OBOSEALA ÎN UNELE MATERIALE COMPOZITE

5.1. Introducere

Un obiectiv important al cercetării oboselei este estimarea performanțelor materialului studiat la sollicitări variabile. Un prim pas în atingerea acestui obiectiv îl constituie înțelegerea mecanismelor inițierii și creșterii degradării, urmată de utilizarea acestor cunoștințe pentru dezvoltarea unor modele care să constituie bazele calculului performanțelor la oboseală și calculului de proiectare al structurilor.

În acest scop, în acest capitol sunt descrise câteva modele de degradare, care sunt de natură statistică în cazul fibrelor și aparțin mecanicii ruperii, în cazul degradării matricei și interfeței. Starea de distrugere este definită ca atingerea valorii critice a unuia sau mai multor parametri care descriu modelul.

În lumina celor prezentate în capitolul precedent, asupra mecanismelor degradării în fibre, matrice și interfață, se consideră separat modelul degradării fibrelor și modelul degradării matricei și interfeței.

În finalul acestui capitol, am elaborat un model care estimează starea de degradare care apare în compozitele stratificate din rășini armate cu țesături, atunci când acestea sunt supuse unor încălziri ciclice.

5.2. Modelarea degradării fibrei

Așa cum am arătat anterior (paragraful 4.3), fibrele de sticlă nu suferă degradări la oboseală în forma lentă, prin creșterea stabilă a fisurii. Totuși, dacă aceste fibre sunt supuse acțiunii mediului, rezistența lor se poate micșora în timp, prin apariția unor tensiuni de coroziune, oxidare etc. Prin urmare, într-un compozit, o fibră poate să se rupă instantaneu în timpul încălzirii sale, sau își poate pierde gradat rezistența, datorită atacului mediului. Modul în care apare degradarea fibrei depinde însă și de comportarea matricei.

Primul tip de model este "modelul mănunchiului liber" de fibre, ilustrat în Fig. 5.1 a. Fibrele sunt vizualizate aici ca fiind plasate paralel și încălzite prin intermediul a două plăci rigide, între care sunt prinse capetele fibrelor. Plăcile se pot mișca în direcția fibrelor, în timpul întinderii acestora.

În cele mai multe modele, fibrele sunt considerate liniar elastice și se presupune că atunci când o fibră se rupe, fibrele supraviețuitoare preiau surplusul de sarcină, în mod egal. Acest fapt s-a numit "regula acțiunii încărcării egale" și s-a utilizat extensiv în modelele studierii distribuției rezistenței în mănunchiul de fibre (Daniels, 1965; Phoenix și Taylor, 1975).

Kelly și McCartney (1980) au investigat efectele tensiunii de coroziune asupra rezistenței mănunchiului de fibre, utilizând regula acțiunii încărcării egale. Estimările lor, asupra timpului de distrugere al mănunchiului de fibre concordă cu rezultatele experimentale obținute anterior de Aveston, Kelly și Sillwood (1980).

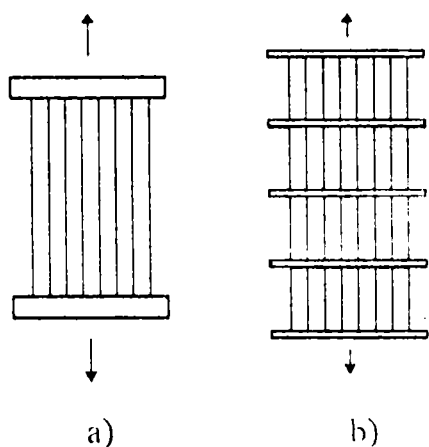


Fig.5.1. Modelele degradării fibrelor: a) modelul mănunchiului liber; b) modelul lanțului de mănunchiuri.

Utilizarea regulii acțiunii încărcării egale este limitată la cazul în care o fisură a matricei traversează întreaga secțiune transversală, expunând fibrele agresivității mediului. Dacă matricea este intactă, ruperea unei fibre va conduce la o distrugere locală a matricei și interfeței. Consecința acestui fapt este că, în vecinătatea distrugerii locale, câteva fibre vor primi o tensiune suplimentară. În acest caz, regula acțiunii încărcării egale nu poate exprima corect situația creată. Prin urmare, s-au propus câteva reguli ale acțiunii încărcării locale, care s-au utilizat în modelele mănunchiului liber. Aceste reguli definesc factorii tensiunii suplimentare pentru fibrele din vecinătatea fibrei distruse.

Deoarece distrugerea unei fibre cauzează o degradare locală, tensiunea suplimentară care apare în fibrele vecine va fi și ea localizată. Pentru descrierea acestei situații a fost propus "modelul lanț de mănunchiuri". Așa cum este ilustrat în Fig.5.1.b, acest model este văzut ca un număr mare de mănunchiuri scurte, conectate în serie. Fiecare din aceste mănunchiuri de fibre este supus unei reguli de acțiune a încărcării, specificată anterior. Rezistența sistemului este dată de cea mai mică rezistență a mănunchiurilor constitutive. Acest model a făcut obiectul a numeroase studii (Zweiben și Rosen, 1970; Harlow și Phoenix, 1978; etc).

Modelul lanț de mănunchiuri a fost utilizat, însă, numai pentru studiul rezistenței compozitului la solicitări statice. În lucrarea lui Phoenix, limitele probabilității de distrugere au fost date prin probabilitatea de distrugere a două sau mai multe fibre adiacente. La oboseală, această abordare poate fi modificată ținând cont de efectul acțiunii locale a sarcinii, prin creșterea numărului de cicluri care conduce la creșterea zonei locale distruse.

Asfel, drept durată de viață la oboseală a compozitului, poate fi luat numărul de cicluri cu o sarcină maximă dată, pentru care se distrug un număr de fibre adiacente specificat anterior.

Presupunem, de exemplu, pentru caracterizarea degradării fibrelor, pornind de la modelul "lanț de mănunchiuri", că fiecare mănunchi din lanț este supus unei legi a acțiunii locale de forma:

$$\sigma_{sup} = an_i^2 + bn_i + c \quad (5.1)$$

unde σ_{sup} reprezintă tensiunea suplimentară care se emite în urma ruperii unei fibre, iar n_i este numărul de fibre rămase intacte în mănunchiul i , după N cicluri de sollicitare, cu:

$$n_i = n_t - n_{ri} \quad (5.2)$$

unde n_t este numărul total de fibre dintr-un mănunchi, iar n_{ri} este numărul de fibre rupte al mănunchiului i .

Pentru determinarea coeficienților a , b , c din relația (5.1), se pun condițiile la limită și anume:

$$\text{Dacă } n_i = n_t, \text{ atunci } \sigma_{sup} = 0, \text{ adică:} \quad an_t + bn_t + c = 0 \quad (5.3)$$

$$\text{Dacă } n_i = n_t / 2, \text{ atunci } \sigma_{sup} = \sigma_{max} / 2, \text{ adică:} \quad \frac{an_t^2}{4} + \frac{bn_t}{2} + c = \frac{\sigma_{max}}{2} \quad (5.4)$$

$$\text{Dacă } n_i = 0, \text{ atunci } \sigma_{sup} = \sigma_{max}, \text{ adică:} \quad \sigma_{max} = c \quad (5.5)$$

unde cu σ_{max} s-a notat tensiunea ciclească maximă, aplicată asupra mănunchiului de fibre.

Din rezolvarea sistemului de ecuații (5.3)-(5.5), rezultă valorile coeficienților:

$$a = 0; \quad b = \sigma_{max} / n_t; \quad c = \sigma_{max}.$$

Prin urmare, legea acțiunii locale devine:

$$\sigma_{sup} = \sigma_{max} \left(1 - \frac{n_i}{n_t} \right) \quad (5.6)$$

$$\text{sau:} \quad \frac{\sigma_{sup}}{\sigma_{max}} = 1 - \frac{n_i}{n_t} = d \quad (5.7)$$

unde cu d s-a notat funcția degradării fibrelor.

Se observă că funcția degradării fibrelor crește de la 0 ($n_i = n_t$), la 1 ($n_i = 0$), odată cu creșterea valorii tensiunii suplimentare, prin creșterea numărului de fibre rupte, respectiv cu creșterea numărului de cicluri de sollicitare aplicate cu aceeași sarcină ciclească maximă.

5.3. Modelarea degradării matricei și interfeței

Așa cum am arătat în capitolul precedent (paragraful 4.2), degradarea matricei poate avea loc în două moduri: un mod dispersat și un mod localizat.

Degradarea interfeței este, de obicei, localizată (de exemplu când ea rezultă din fisurarea matricei, normal la direcția fibrelor).

O degradare dispersată este vizualizată ca o mulțime de fisuri distribuite în tot volumul compozitului, având dimensiunea medie mai mică decât spațiul mediu dintre fibre. Odată cu creșterea numărului de cicluri crește densitatea fisurilor care, în momentul când atinge o valoare critică, conduce la o distrugere localizată.

Atâta timp cât modul de degradare rămâne dispersat, se poate aștepta ca materialul compozit să rămână omogen. Proprietățile sale generale pot suferi, totuși, unele modificări (în particular, pot fi afectate caracteristicile de deformație). Proprietățile de rezistență nu se modifică până în momentul în care degradarea devine localizată. Astfel, pentru modelarea modului dispersat de distrugere este ideal un mecanism continuu. Compozitul poate fi considerat ca un solid omogen, a cărui comportare variază cu intensitatea degradării ce poate fi introdusă, în ecuațiile constitutive, printr-un set de variabile.

Kachanov (1958) a introdus, pentru prima dată, noțiunea de densitate a vidului (golului), ca variabilă a degradării, în cazul sollicitării la fluaj. Mai târziu, conceptul de variabilă a degradării a fost generalizat și utilizat în diferite studii (de exemplu, pentru distrugerea fragilă, Krajcinovic și Foserka, 1981).

Pentru solidele ortotrope, GOTTESMAN, HASHIN și BRILL (1980) au dedus expresiile aproximative ale modului lui Young și modului de forfecare, în cazul tensiunilor plane și fisurilor paralele la un plan de simetrie. Expresia obținută de ei, pentru modulul lui Young, a fost preluată de Poursartip, Ashby și Beaumont (1982), într-o investigație a acumulării degradării la oboseală. Acești autori au definit densitatea fisurilor și, pornind de la expresia empirică a vitezei de degradare, au găsit viteza descreșterii modului Young.

Trebuie realizat faptul că un model al distrugerii dispersate a matricei poate fi utilizat numai pentru estimarea atingerii stării critice, care constituie localizarea distrugerii. Distrugerea compozitului poate apare atunci când zona de distrugere localizată crește la dimensiunea critică.

Pentru degradarea localizată, se pot utiliza modele de tipul mecanicii ruperii. Totuși, o cerință fundamentală pentru aplicarea mecanicii ruperii este apariția și propagarea fisurii, într-un mod similar situațiilor descrise de aceasta. Prin urmare, dacă fisura interfacială poate, cu aproximație, să satisfacă aceste cerințe, propagarea fisurii matricei este posibil să nu fie similară cu cea descrisă de mecanica ruperii.

5.4. Un model al degradării compozitelor stratificate armate cu țesături, la oboseală prin încovoiere plană

Sarcinile de oboseală dezvoltă în materialele compozite armate cu țesături, degradări care cauzează reducerea proprietăților de rezistență și rigiditate.

Marca majoritate a structurilor și componentelor care riscă degradări la oboseală sunt supuse în serviciu la tensiuni de amplitudine variabilă. Totuși, cele mai multe rezultate de încercări la oboseală s-au obținut în condiții de încărcare cu amplitudine

constantă și acele rezultate au fost utilizate în proiectarea la oboseală a structurilor și componentelor actuale.

În timpul serviciului la oboseală apare o degradare globală a materialului, care se manifestă prin microfisuri în materialul matricei și fisuri interfaciale.

Aceste distrugeri se cumulează și tensiunile locale se vor apropia de valoarea rezistenței materialului, conducând la distrugeri locale fatale.

Degradarea materialului poate fi pusă în evidență prin măsurarea variației rigidității. Cunoașterea ratei de descreștere a rigidității poate conduce la estimarea durabilității reziduale, depinzând numai de material și de nivelul tensiunii în material.

În general, pentru compozitele cu matrice polimeră ranforsată cu fibre, curba S-N (nivelul sarcinii S, funcție de numărul de cicluri N) are alura din Fig 5.2 și poate fi împărțită în trei stadii. În stadiul A, numărul de cicluri la rupere depinde mai mult de distribuția statistică a rezistenței, decât de nivelul tensiunii. Stadiul B sugerează o comportare clasică la oboseală, în care dependența S-N poate fi descrisă printr-o funcție de putere. În final, stadiul C sugerează o limită la oboseală, adică o durată de viață infinită care se găsește sub o tensiune sau deformație dată și care definește rezistența la oboseală.

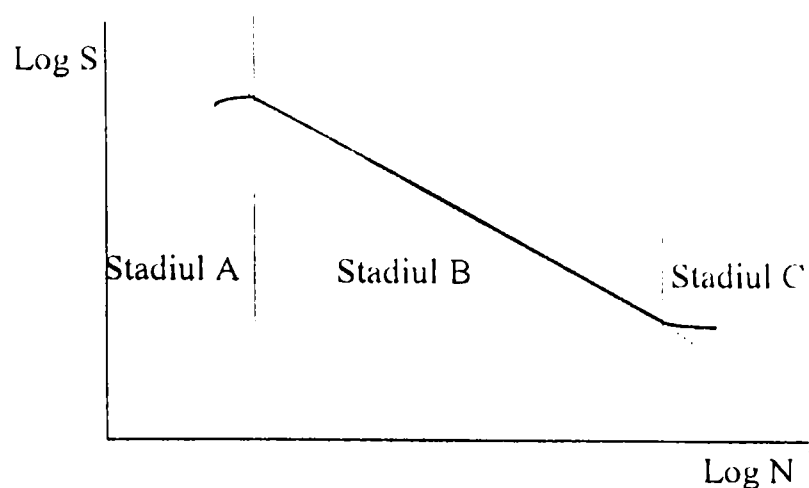


Fig. 5.2. Reprezentarea schematică a curbei S-N

Pornind de la această curbă, am elaborat pentru compozitele cu matrice polimeră armată cu țesături, un model al degradării la oboseală, care este descris în continuare.

Modelul are la bază ipoteza că încărcarea ciclică conduce la scăderea rigidității materialului și

această variație poate fi considerată drept o măsură a degradării.

Stadiul B al curbei S-N poate fi descris, în mod empiric, printr-o lege de forma :

$$N_r \cdot S^m = C \quad (5.8)$$

unde C și m sunt constante de material, N_r este numărul de cicluri la rupere și S este un parametru care poate fi descris ca tensiunea normalizată, σ/E_0 , unde E_0 este rigiditatea inițială a materialului iar σ este valoarea maximă a tensiunii ciclice aplicate.

Deși, de regulă, prin rigiditate se înțelege produsul El , considerând că l este constant și că, în continuare, se lucrează cu rigiditatea normalizată E/E_1 (raportul dintre rigiditatea curentă și cea măsurată după primul ciclu), pentru simplificare s-a notat rigiditatea materialului cu E .

Variația dE a rigidității materialului se obține prin măsurarea periodică a rigidității curente, pe tot parcursul încercării la oboseală a materialului. Rigiditatea normalizată, E/E_1 , arată o dependență de numărul de cicluri N , care poate fi, de asemenea împărțită în trei stadii (Fig. 5.3).

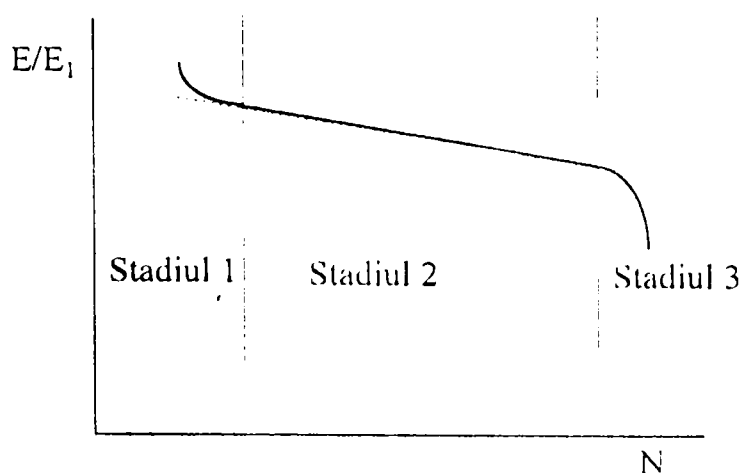


Fig. 5.3. Variația progresivă presupusă a rigidității, ca măsură a degradării materialului

Panta stadiului 2, care reprezintă porțiunea liniară a curbei din Fig. 5.3, este definită ca rata descreșterii rigidității.

Comportarea în stadiul 2 poate fi scrisă ca:

$$\frac{d\left(\frac{E}{E_1}\right)}{dN} = A \quad (5.9)$$

unde A este rata de variație a rigidității, care depinde numai de nivelul σ al tensiunii.

Presupunând că:

$$\frac{d\left(\frac{E}{E_1}\right)}{dN} = -K \left(\frac{\sigma}{E_0}\right)^n \quad (5.10)$$

în urma integrării, rezultă:

$$\frac{E}{E_1} = 1 - K \left(\frac{\sigma}{E_0} \right)^n N \quad (5.11)$$

Din ecuația (5.11) se poate observa că descreșterea curentă a rigidității depinde de nivelul tensiunii maxime aplicate și de numărul de cicluri. Prin urmare, definirea duratei de viață la oboseală a materialului se poate baza pe descreșterea rigidității. Aceasta înseamnă că numărul de cicluri N_p , la un anumit nivel de degradare definit prin valoarea E/E_1 , poate fi calculat printr-o expresie similară cu relația (5.8):

$$N_p \cdot \left(\frac{\sigma}{E_0} \right)^n = \frac{1 - \frac{E}{E_1}}{K} = C \quad (5.12)$$

Considerând că $n=m$, constanta C depinde numai de variația rigidității materialului. Relația (5.12) poate fi utilizată și în sens invers, adică pentru a estima valoarea E/E_1 , la un anumit nivel de încărcare și număr de cicluri.

Pentru validarea acestui model s-au efectuat determinări experimentale pentru două tipuri de compozite stratificate armate cu țesături și anume: Materialul 1: rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020 ; Materialul 2: rășină POLIKON-P.210FA/ pânză de în. Ambele materiale au fost supuse la oboseală prin încovoiere plană, utilizându-se mașina descrisă în paragraful 4.5.1., forma epruvetelor fiind cea prezentată în Fig.4.6.a. Rezistența la tracțiune statică și modulele de elasticitate pe direcția longitudinală, pentru cele două materiale, sunt prezentate în Tabelul 5.1.

Tabelul 5.1 Caracteristicile inițiale ale materialelor a căror descreștere a rigidității a fost studiată experimental

Caracteristici inițiale	E_0 [MPa]	σ_1 [MPa]
MATERIAL 1	33268	425,4
MATERIAL 2	2227	131,42

Încercările la oboseală s-au efectuat prin ciclu alternant simetric, cu frecvența de 23Hz și tensiunile maxime constante egale cu 187MPa, adică $0,4\sigma_1$, pentru Materialul 1 și 26MPa, adică $0,2\sigma_1$, pentru Materialul 2.

Rigiditatea curentă a fost măsurată cu ajutorul dispozitivului prezentat în paragraful 2.3 la metoda 2, oprind încercarea la oboseală a epruvei la fiecare 1000 de cicluri efectuate.

Utilizând relația (5.5) și valorile obținute experimental pentru descreșterea rigidității s-au determinat valorile constantelor K și n pentru cele două materiale. Aceste valori sunt prezentate în Tabelul 5. 2. Prin urmare, degradarea celor două

Tabelul 5. 2. Valorile constantelor k , și n determinate experimental, pentru materialele studiate

Material	K (cicluri) ⁻¹	n
ARALDIT/pânză de sticlă	0,21	2
POLIKON/pânză de in	0,029	2

materiale studiate poate fi descrisă conform modelului elaborat, sub forma:

- pentru Materialul 1.

$$\frac{d(E/E_1)}{dN} = -0,21 \left(\frac{\sigma}{E_0} \right)^2 \quad (5.13)$$

- pentru Materialul 2:

$$\frac{d(E/E_1)}{dN} = -0,029 \left(\frac{\sigma}{E_0} \right)^2 \quad (5.14)$$

Pe baza relațiilor (5.13) și (5.14), utilizând mediul MATLAB s-a realizat un program de calcul, prezentat în ANEXA 2, care estimează variația rigidității, funcție de numărul ciclurilor de sarcină aplicate și a numărului de cicluri suportat de material până la rupere, funcție de valoarea tensiunii maxime și valoarea inițială a modulului de elasticitate global al materialului. Rezultatele obținute în urma rulării programului pot fi urmărite în Fig.5.4, unde, pentru comparație, sunt figurate cu linie subțire și curbele experimentale.

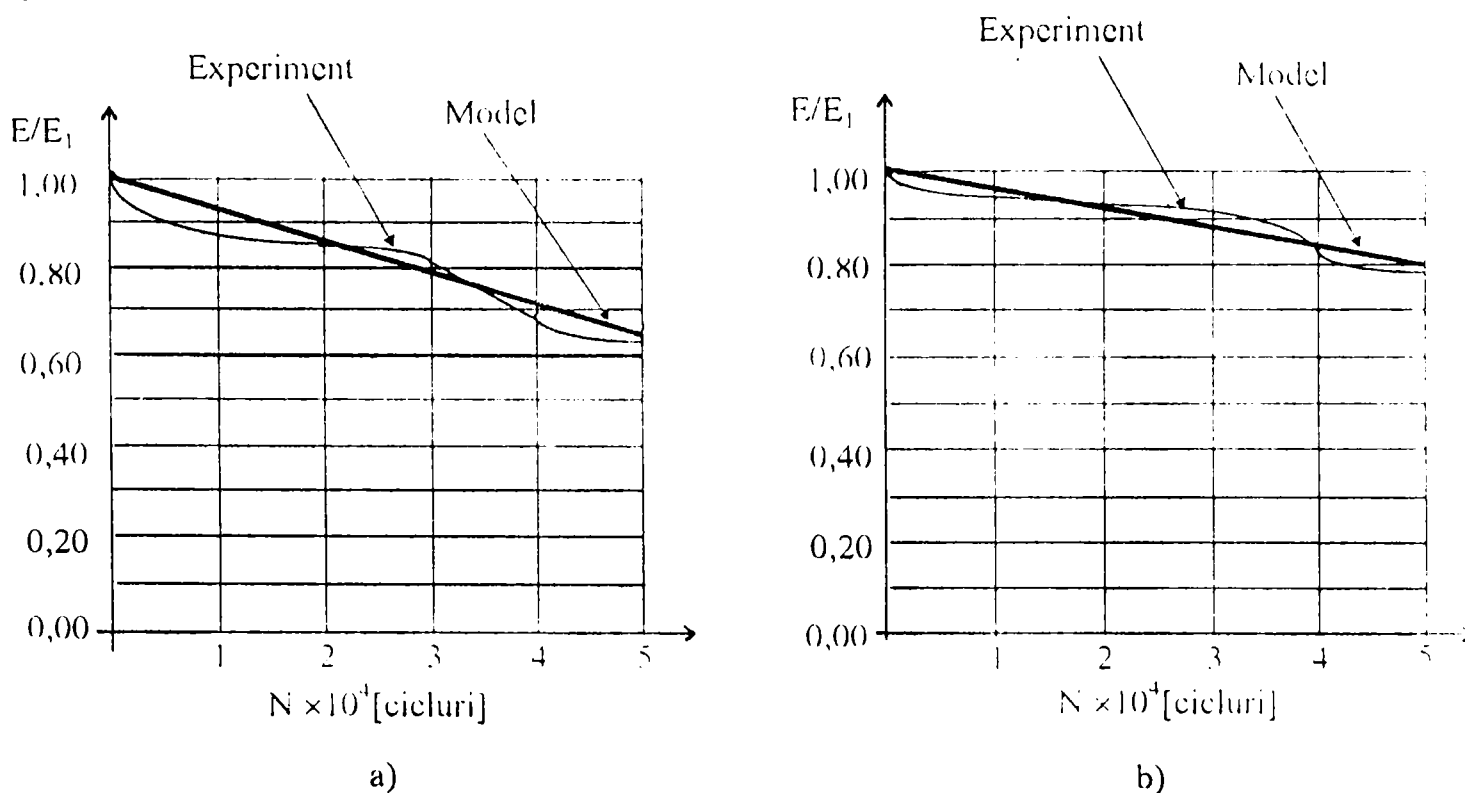


Fig.5.4.Reducerea rigidității măsurată și modelată: a) rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22 pânză de sticlă tip E-020, b) POLIKON P 2101-A pânză de in.

Cu ajutorul relației (5.12), s-a estimat numărul de cicluri până la rupere, pentru cele două materiale studiate.

Valorile obținute prin modelare au fost comparate cu cele obținute experimental, în Tabelul 5.3, rezultând o bună concordanță.

Tabelul 5.3. Valorile durabilității la rupere obținute prin modelare și experimental

Material	$N_{r,mod}$	$N_{r,exp}$	Eroarea ε [%]
ARALDIT/pânză de sticlă	150510	149587	0,6
POLIKON/pânză de in	66488	65543	1,4

CONCLUZII:

Pornind de la faptul, general acceptat, că proprietățile de rigiditate variază în mod continuu cu numărul ciclurilor de oboseală, s-a propus un model pentru caracterizarea degradării la solicitări variabile a compozitelor stratificate armate cu țesături.

Pentru utilizarea modelului este necesară măsurarea prealabilă a modulului de elasticitate global al stratificatului și determinarea constantelor de material K și n , care se realizează, de asemenea, experimental.

Modelul este însoțit de un program de calcul (Anexa 2), care estimează variația rigidității, funcție de numărul ciclurilor de sarcină aplicate și a numărului de cicluri suportat de material până la rupere, funcție de valoarea tensiunii maxime și valoarea inițială a modulului de elasticitate global al materialului.

Compararea rezultatelor obținute experimental, cu cele rezultate din modelare arată o bună corelare între experiment și model.

Analizând curbele din Fig.5.4, se poate remarca o pierdere importantă a rigidității, pentru un număr de cicluri de solicitare relativ redus. Acest fapt se poate explica experimental, printr-o acumulare de microfisuri în materialul matricii.

CAPITOLUL 6

CONCLUZII FINALE

Din marea diversitate de materiale compozite, autoarea s-a ocupat în lucrarea de față de analiza diverselor aspecte referitoare la materialele compozite stratificate din rășini polimerice armate cu țesături.

În **capitolul 1** al lucrării, după prezentarea câtorva momente, considerate semnificative, în evoluția cunoașterii comportării materialelor compozite la rupere oboseală, s-au selectat din bibliografia studiată principalele domenii de preocupări și s-au analizat, în cadrul fiecărui domeniu, câteva lucrări mai importante, în ideea de a ilustra tendințele actuale, de a justifica abordarea capitolelor următoare și de a oferi un element de comparație pentru rezultatele obținute.

În **capitolul 2** sunt sintetizate principalele metode de determinare ale caracteristicilor mecanice, pentru materialele compozite stratificate și armate cu țesături, ținând cont de faptul că o bună cunoaștere a stării de tensiune și deformație existentă în structurile realizate din materiale compozite este indispensabilă atât proiectării corecte, cât și exploatării în condiții de siguranță a structurilor respective,

Se constată că numărul mare de constante elastice ale acestor materiale conduce la dificultăți de calcul și de aceea, în literatura de specialitate, se utilizează modele de calcul ale unor compozite particulare, la care numărul de constante elastice este mai mic. Este și cazul materialelor compozite stratificate și armate cu fibre, caracterizate, din punct de vedere elastic, de cinci constante.

Din bogata literatură consacrată domeniului, sunt prezentate numai acele metode de determinare a caracteristicilor mecanice obținute, în ipoteza amestecului omogen, cazul laminatelor cu fibre continue, atunci când orientarea fibrelor este unidirecțională cu pliuri înclinate sub un unghi oarecare și cu pliuri înclinate simetric.

În finalul capitolului 2 sunt prezentate rezultate originale, obținute la determinare experimentală a modulului de elasticitate și modulului de forfecare al compozitelor stratificate cu matrice polimeră armată cu țesături din fibre de sticlă sau textile. Aceste

rezultate sunt însoțite de un studiu referitor la influența forței tăietoare asupra valorii modulului de elasticitate, determinată din solicitarea de încovoiere.

Comparând valorile obținute experimental pentru modulul de elasticitate, în cazul compozitului armat cu țesătură de sticlă, cu cele date în literatură pentru materiale asemănătoare, se constată o bună concordanță.

De asemenea, examinând valorile obținute experimental se observă că neglijarea deformației de forfecare conduce la determinarea unui modul de elasticitate mai mic decât valoarea reală. Pentru valori constante ale raportului l/h (lungimea efectivă/grosimea epruvetei), influența forței tăietoare este de două ori mai mare în cazul încercării la încovoiere pură (grinda simplu rezemată și încărcată cu două forțe concentrate P , aflate fiecare la distanța $l/3$ de reazeme), față de cazul încercării la încovoiere al grinzii simplu rezemate, încărcate la mijloc cu o forță concentrată P , când intervine și forța tăietoare.

Analiza valorilor experimentale obținute pentru modulele de forfecare ale compozitelor armate cu țesături din fibre de sticlă sau bumbac conduce la concluzia că în timp ce modulele de forfecare interlaminară sunt sensibil apropiate ca valoare deoarece ambele tipuri de compozite conțin același tip de rășină, diferența datorându-se rezistenței diferite a interfeței fibră-matrice, modulele de forfecare în planul laminei diferă cu circa 28%, datorită diferenței de rigiditate dintre țesătura de sticlă și cea de bumbac.

În capitolul 3, am prezentat calculul analitic al unei plăci realizate din material compozit stratificat armat cu fibre, solicitată mecanic, ținând cont că pentru cea mai mare parte a modelelor utilizate la efectuarea unor calcule analitice ale plăcilor realizate din materiale compozite stratificate și armate cu fibre, se admite o comportare liniar-elastică atât a matricii, cât și a fibrelor din componența lor. Astfel, este descris întâi calculul unei lamine, precizându-se criteriile de cedare, aplicabile fiecărei lamine din componența stratificatului, apoi este prezentat calculul stratificatului în ansamblu și mecanismele ruperii la propagarea fisurii.

Tot în capitolul 3 (paragraful 3.4), în scopul estimării comportării la rupere a compozitelor multistrat, s-a elaborat un model numeric care să descrie caracteristicile încărcării și fisurării acestui tip de material. Modelul are la bază următoarele ipoteze

- propagarea fisurii se face în primul rând, instantaneu, pe toată grosimea unui strat, urmând propagarea progresivă a fisurii interfaciale, aceste mecanisme succedându-se până la ruperea completă a barei;

- porțiunea stratului cuprinsă între fisura pe grosime și vârful fisurii interfaciale (de desprindere) poate să nu fie încăreată;

- fisura pe grosime apare în centrul secțiunii barei, iar fisurile interfaciale se propagă simetric față de centrul secțiunii barei;

- avansarea fisurii pe grosime este dictată de valoarea tensiunii de întindere stratul următor, iar cea a fisurii interfaciale, de valoarea forței pentru propagarea fisurii.

Pe baza acestor ipoteze, pentru bara compozită stratificată, simplu rezemată și încăreată la mijloc cu o forță concentrată P și utilizând limbajul Access Basic s-a elaborat un program de calcul pentru estimarea forței și a lucrului mecanic total la rupere (ANEXA 1). Programul a fost validat prin compararea rezultatelor obținute cu cele rezultate din determinările experimentale efectuate asupra compozitului STICLOSTRATITEX.

În finalul capitolului 3 (paragraful 3.5), a fost studiată influența concentratorilor de tensiune asupra comportării la rupere a compozitelor stratificate armate cu țesături, supuse la solicitări statice de tracțiune, încovoiere și răsucire.

Ca tipuri de concentrator s-au utilizat gaura centrală și creștături laterale ascuțite.

Analiza determinărilor experimentale a arătat că:

- la solicitarea de tracțiune, tensiunea medie într-o secțiune din vecinătatea concentratorului a fost mai mare cu 23,4% la epruveta cu gaură și cu 28,7% la epruveta cu creștături, față de tensiunea produsă în epruveta fără concentrator, dar cu aceeași secțiune netă;

- la solicitarea la încovoiere perpendicular pe planul țesăturii, materialul a suportat o tensiune mult mai mare decât la solicitarea de tracțiune și anume: cu 70% mai mare pentru epruveta fără concentrator, cu 60% mai mare pentru epruveta cu gaură și cu 58% mai mare pentru epruveta cu creștături,

- la solicitarea de răsucire, materialul a suportat o tensiune mult mai mică decât la solicitarea de tracțiune și anume: cu 72% mai mică pentru epruveta fără concentrator, cu 52% mai mică pentru epruveta cu gaură și cu 60% mai mică pentru epruveta cu creștături.

Prin urmare, pentru toate tipurile de solicitări studiate, s-a constatat sensibilitatea materialului la prezența concentratorilor de tensiune. Acest fapt se explică prin aceea că un concentrator reprezintă de fapt o prefisură care întrerupe complet legătura fibrelor în zona respectivă. Spre deosebire de aceasta, în cazul fisurii naturale (care apare la epruveta cu aceeași secțiune netă dar fără concentrator) există puntea de fibre care permite, atunci când una dintre fibre cedează, ca sarcina ei să fie preluată de fibrele rămase intacte.

Capitolul 4 al lucrării cuprinde un studiu asupra dezvoltării fenomenului de degradare la oboseală în materialele compozite stratificate armate cu țesături. Pornind de la faptul că lucrările de specialitate recente prezintă sistematizat evaluarea performanțelor la oboseală ale materialelor compozite, sub forma unor scheme conceptuale, pentru început s-au descris mecanismele degradării fibrelor, matricii și interfeței, în compozitele unidirecționale cu fibre fragile (sticlă) și matrice ductilă (polimeră).

S-a constatat că procesul de oboseală în polimeri este similar celui din metale, în sensul că el conține două stadii: inițierea fisurii și creșterea fisurii. Matricea polimeră ranforsată cu fibre este subiectul deformației de oboseală, controlată prin acțiunea de constrângere exercitată de fibre. Procesul creșterii degradării poate fi descris astfel: inițierea fisurilor din defectele matricii și creșterea lor până ating interfața, creștere care poate fi încetinită dacă tensiunea la vârful fisurii este insuficientă pentru ruperea fibrei.

Pentru deformații suficient de mici, fisurile pot fi limitate numai la matrice, crescând numai numărul lor. Acest proces poate fi caracterizat ca "modul de distrugere dispersat al matricii". Pentru deformații mari, fibrele de la vârful fisurii se pot distruge atunci când fisurile matricii cresc. Dacă o fisură este suficient de lungă, tensiunea de forfecare la vârful ei poate deveni suficient de mare pentru a cauza distrugerea interfeței, care conduce la o diversiune a fisurii, în direcția fibrei.

În compozitele a căror interfață are rezistență mare la forfecare, creșterea fisurii poate fi restrânsă la un singur plan, normal la fibre, conducând la o rupere plană. Dacă rezistența la forfecare a interfeței este mică, suprafața de rupere va fi de tip "mătură". În contrast cu modul anterior de distrugere, la care creșterea fisurii poate fi restrânsă numai la matrice, acest mod de distrugere poate fi denumit "modul de distrugere localizată matricii".

De asemenea, s-a constatat că fibrele fragile nu prezintă o comportare la oboseală în sensul uzual al cuvântului deoarece, pentru acest tip de fibre nu există o creștere stabilă a fisurii sub sarcina de oboseală. Creșterea unei fisuri, dintr-un defect existent, are loc instantaneu, traversând întreaga secțiune transversală. Prin urmare, pentru o fibră individuală, distrugerea poate fi considerată ca rezultatul unei tensionări generale, cum ar fi ruperea statică.

Pentru un mănunchi de fibre, așa cum găsim în compozite, degradarea la oboseală poate fi privită în termenii numărului de fibre rupte. Atâta timp cât tensionarea generală este cauza distrugerii fibrei individuale, orice fibră se poate rupe într-un punct slab al lungimii sale, sau într-un punct cu concentrare locală a tensiunilor, cum ar fi vârful fisurii matriciei.

Ruperea singulară a fibrei depinde, prin urmare și de starea matriciei. În acest sens se pot imagina trei situații și anume: când matricea este intactă, când matricea a fost fisurată în modul de distrugere dispersată și când secțiunea transversală a matriciei este complet fisurată prin modul de distrugere localizată.

Când matricea este intactă, distrugerea singulară a fibrei, într-un punct slab al acesteia, va cauza o concentrare a tensiunilor de forfecare în interfață și poate conduce la desprinderea fibrei din matrice. Golul creat în matrice va suplimenta tensiunea locală de întindere, conducând la o fisură transversală. În situația în care fibra s-a distrus în vecinătatea vârfului fisurii din matrice care, la rândul ei, a fost distrusă după "modul de distrugere dispersată", distrugerea fibrei produce creșterea lungimii fisurii, conducând la apariția unor tensiuni suplimentare în vecinătatea fibrelor.

Există cazuri în care apare o punte de fibre peste fisura matriciei. În aceste cazuri sarcina emisă prin fisurarea matriciei este distribuită, în mod egal, în toată puntea de fibre. Astfel, fibrele devin un mănunchi liber, care se smulge paralel cu direcția de solicitare. Fibra cea mai slabă se distruge prima, iar sarcina emisă prin ruperea ei este preluată, în mod egal, de fibrele supraviețuitoare.

Într-un compozit, cele trei situații de degradare pot exista separat sau combinate. Este de așteptat ca, într-un compozit dat, cele trei situații să apară fiecare într-o zonă de dominație, dată de nivelul deformației ciclice aplicate.

O interfață nu este, în întregime, bine definită. Ea este vizualizată ca un strat subțire, care conține materialele matriciei și fibrei, poziționat la limita dintre cele două faze. Proprietățile ei de rezistență sunt limitate de proprietățile de rezistență ale fazei

mai slabe. Comportarea interfeței este puțin cunoscută și, cu atât mai puțin cunoscute sunt caracteristicile ei de degradare. Printr-o abordare simplificată, fisurarea paralelă la fibre poate fi privită ca o degradare interfațială. Această degradare poate avea loc în două moduri de bază: modul de întindere și modul de forfecare, cauzate de Modul I și, respectiv Modul II de creștere a fisurii.

Construcția de aparate, utilaje, instalații, mașini industriale, etc. din materiale compozite, ale căror piese sau componente sunt supuse la încărcări variabile, vizează ruperea sau distrugerea totală a construcției, în timpul funcționării. Aceste componente conțin, în mod frecvent, concentratori de tensiune cum ar fi găuri sau creștături, care afectează comportarea lor la oboseală.

Influența creștăturilor, asupra durabilității la oboseală a acestor componente a fost intens studiată pentru materialele metalice dar, mult mai puțin pentru materialele compozite. Concentratorii produc creșteri importante ale tensiunilor și deformațiilor de regulă la suprafața piesei, locul cel mai sensibil pentru oboseală, procesul de inițiere a fisurii este înlesnit și ca urmare se reduce viața pieselor.

Estimarea sensibilității creștăturii reprezintă, prin urmare, un factor critic în procesul de proiectare a structurilor din materiale compozite.

Pornind de la acest considerent, în continuarea capitolului 4 (paragrafele 4.5 - 4.7), se prezintă rezultatele obținute în urma determinărilor experimentale efectuate pentru trei tipuri de materiale compozite stratificate armate cu țesături și anume: Materialul 1: rășină DINOX-RD/ pânză de sticlă tip E-014; Materialul 2: rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020; Materialul 3: rășină BOLLIXON PL10FA pânză de bumbac. Solicițarea ciclică s-a realizat prin încovoiere plană, prin răsucire și simultan, prin încovoiere cu răsucire.

Aspectul secțiunilor de rupere la solicițarea de oboseală prin încovoiere plană a condus la următoarele observații.

- De regulă, locul de inițiere a ruperii se află în apropierea unei suprafețe libere a piesei, acolo unde tensiunile rezultate din încovoiere ating valori maxime. Totodată, la suprafața epruvetei se exercită cel mai puternic acțiunea concentratorilor de tensiune rezultați din geometria acesteia.

- Ponderea suprafeței de rupere prin oboseală, în suprafața totală, este mai mare atunci când amplitudinea solicițării variabile este mai mică și, dimpotrivă, este mai mică în condițiile unor amplitudini mai mari.

- Inițierea fisurii, în cazul epruvetelor cu concentrator, nu are loc în punctul tensiunii maxime de întindere (care a fost în direcția longitudinală a epruvetei), ci în punctul tensiunii maxime de forfecare și tensiunii maxime transversale de întindere.

- În regiunea adiacentă secțiunii de rupere, se constată o pierdere a transparenței materialului datorată delaminării care apare la suprafața supusă la întindere a epruvetei.

Efectuarea unor calcule de rezistență pentru structurile realizate din materiale compozite, în vederea stabilirii stării de tensiuni și deformații, reprezintă principala problemă cu care se confruntă cercetătorii în domeniu. De aceea, utilizând avantajele metodelor numerice de calcul, cu ajutorul programului ANSYS s-a efectuat o analiză cu element finit asupra comportării compozitului stratificat din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY 22/ pânză de sticlă tip E-020.

Analiza cu element finit s-a efectuat pentru solicitarea de oboseală prin încovoiere plană cu $F_{\max} = 256\text{N}$, adică aproximativ 40% din forța maximă de rupere la tracțiune a materialului studiat.

Rezultatele acestui studiu au arătat că în zonele din structură situate în imediata vecinătate a concentratorilor apar primele ruperi ale matricei. Menținerea saremii conduce la apariția unor ruperi similare ale matricei compozitului, în elementele vecine celor la care au apărut primele degradări de acest tip.

Apariția rupei unor fibre conduce la micșorarea evidentă a capacității portante a structurii, deoarece elementele care s-au rupt acționează, în continuare, ca niște concentratori de tip gaură.

Punctele de tensiune maximă apar la vârfurile creștăturilor și aceste valori au fost utilizate pentru a găsi valorile coeficientului de concentrare a tensiunilor K_t , adică 1,3 (gaură), 1,2 (creștături laterale rotunjite), 1,97 (creștături laterale ascuțite), la solicitarea statică de încovoiere și 1,46 (gaură), 1,41 (creștături laterale rotunjite), 2,04 (creștături laterale ascuțite), la solicitarea ciclică de încovoiere. Compararea celor două seturi de valori conduce la concluzia că sensibilitatea creștăturilor este puțin influențată de aplicarea solicitării ciclice. Acest fapt se explică prin aceea că valoarea coeficientului K_t a fost calculată în funcție de tensiunea de întindere în direcție longitudinală, tensiune care în acest caz nu poate caracteriza degradarea.

Prin urmare, pentru acest tip de materiale, nu este indicat ca tensiunea maximă să fie utilizată drept criteriu în estimarea durabilității la oboseală sau a punctului de inițiere a fisurii.

Mecanica ruperii poate explica dezvoltarea degradării în aceste materiale, dar numai dacă ține cont de efectele anizotropiei.

În urma solicitării la oboseală prin răsucire, aspectul secțiunilor de rupere a condus la concluzia că, în timpul acestui tip de solicitare, sunt prezente două tipuri de defecte și anume:

- fisuri transversale care apar pe grosimea materialului și care, deși influențează durabilitatea acestuia, nu conduce niciodată la ruperea finală; aceste fisuri cresc și se propagă pe grosime, conducând la fenomenul de delaminare;

- două fisuri principale, care apar la muchiile libere (în cazul epruvetei fără concentrator, Fig.4.39.a sau cu concentrator tip gaură Fig.4.39.b) sau în vecinătatea creștăturilor laterale (Fig.4.39.c și d) și se propagă, unindu-se în final în centrul barei.

De asemenea, s-a mai observat că:

- rezistența materialului compozit este mult diminuată în cazul solicitării de torsiune ciclică, față de solicitarea la încovoiere ciclică;

- concentratorul tip creștătură ascuțită este, și în cazul acestui tip de solicitare cel mai periculos, degradarea locală a materialului, manifestată prin delaminare, fiind mai extinsă decât în cazul celorlalte tipuri de concentratori.

În cazul aplicării sarcinii variabile simultane de încovoiere și răsucire, există doi parametri care joacă un rol important în procesul degradării și anume raportul dintre tensiunea de încovoiere și cea de răsucire și coeficientul de asimetrie al ciclului, care poate fi pozitiv sau negativ.

În funcție de valorile acestor parametri, s-au observat mai multe clase de defecte. Atunci când încovoierea este dominantă, apare ruperea fibrelor pe partea supusă la întindere a epruvetei. Dacă, din contră, răsucirea este dominantă, delaminarea și fisurarea matricei sunt mecanismele dominante.

Analizând aspectul secțiunilor de rupere în acest caz, s-au făcut următoarele observații:

- La epruveta fără concentrator, din rășină DINOX-RD/ pânză de sticlă tip E-014 (Fig.4.44.a), ruperea s-a produs la mijlocul epruvetei iar secțiunea de rupere este înclinată la 45° , față de axa longitudinală, datorită tensiunilor de întindere de la solicitarea ciclică de răsucire, cunoscut fiind faptul că în secțiunile înclinate la 45° acestea sunt egale cu tensiunile tangențiale maxime.

- Pentru epruveta fără concentrator din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020 (Fig.4.45.a), ruperea a început, ca și la epruveta precedentă, la mijlocul lungimii printr-o fisură înclinată la 45° față de axa longitudinală, sub efectul tensiunilor de întindere de la răsucirea ciclăică, fisura schimbându-și apoi direcția în planul xOy, datorită tensiunilor tangențiale produse de forța tăietoare corespunzătoare încovoierii ciclăice și manifestându-se prin desprinderea straturilor pe o lungime de cea 12mm și, în final, încheindu-se printr-o nouă schimbare de direcție, cu o rupere la 45° față de axa Oz, datorită tensiunilor de întindere de la răsucire.

- La epruveta din rășină DINOX-RD/ pânză de sticlă tip E-014 (Fig.4.44.b), cu creștături laterale drepte, practicate la mijlocul lungimii, ruperea s-a produs în creștătură, secțiunea de rupere având formă de pană ușor răsucită după elice, acest fapt dovedind o contribuție aproximativ egală a celor două tipuri de tensiuni ciclăice aplicate. În vecinătatea secțiunii de rupere se observă o ușoară delaminare.

- Epruveta similară, din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020 (Fig.4.45.b), prezintă o secțiune de rupere asemănătoare cu cea anterioară, cu observația că zona de delaminare este mai extinsă datorită unui număr mai mare de cicluri suportat până la rupere, adică unei solicitări ciclăice mai îndelungate.

- La epruveta din rășină DINOX-RD/ pânză de sticlă tip E-014 (Fig.4.44.c), cu creștături laterale drepte practicate în vecinătatea secțiunii încastrate, se observă o rezistență mult mai mică decât a epruvetei cu același tip de creștături, dar practicate la mijlocul lungimii, datorită faptului că, în acest caz, concentratorul se găsește în zona de acțiune atât a tensiunilor maxime de încovoiere, cât și a unghiului maxim de răsucire. Apare și de astă dată o ușoară delaminare în jurul secțiunii de rupere, dar mult mai redusă datorită numărului mic de cicluri suportat până la rupere.

- Epruveta similară din rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020 (Fig.4.45.c) are o comportare asemănătoare cu cea a epruvetei anterioare.

Sintetizând întreaga analiză efectuată asupra rezultatelor experimentale, se pot desprinde următoarele concluzii:

- Sensibilitatea concentratorului tip gaură este mult mai mică, atunci când materialul compozit stratificat armat cu țesătură este supus la oboseală prin încovoiere plană, decât a concentratorilor tip creștătură rotunjită și, cu atât mai mult, ascuțită.

- Crestătura transversală influențează foarte puțin performanțele la oboseală ale materialului, epruvetele cu acest tip de concentrator comportându-se ca și cele fără concentrator, dar de secțiune mai mică.

- Degradarea, sub forma fisurilor de delaminare se dezvoltă treptat, zona delaminată fiind mai întinsă la tensiuni ciclice mici și mai redusă la tensiuni ciclice mari.

- În cazul solicitării la oboseală combinată, de încovoiere cu răsucire, se constată o durabilitate la rupere mai mare pentru materialul armat cu pânză de sticlă tip E-020, față de cel armat cu pânză tip E-014, dar legătura dintre armătură și matrice este mai puternică pentru cel din urmă (materialul matricei diferă), aceasta necesitând la forfecare longitudinală.

- Determinările experimentale efectuate ilustrează câteva aspecte ale fisurării la oboseală în compozitele stratificate cu matrice polimeră armată cu țesătură din fibre de sticlă sau textile, care sunt importante pentru utilizarea acestor materiale în proiectarea și construcția componentelor structurilor ingineresti. S-a constatat că, pentru acest tip de materiale compozite, curbele Wohler nu prezintă un palier orizontal. În aceste condiții, pornind de la faptul, general acceptat, că proprietățile de rigiditate ale materialelor compozite variază în mod continuu cu numărul de cicluri aplicate, rezistența la oboseală poate fi definită ca cea mai mare valoare a tensiunii maxime (deformației maxime) a ciclurilor pe care epruveta le suportă un timp indefinit fără ca rigiditatea sa să scadă sub o anumită valoare. În mod curent se utilizează criteriul de 10%.

Un prim pas în estimarea performanțelor la oboseală ale materialului studiat îl constituie înțelegerea mecanismelor inițierii și creșterii degradării, urmată de utilizarea acestor cunoștințe pentru dezvoltarea unor modele care să constituie bazele calculului performanțelor la oboseală și calculului de proiectare a structurilor.

În capitolul 5 sunt descrise câteva modele de degradare care sunt de natură statistică, în cazul fibrelor și aparțin mecanicii ruperii, în cazul degradării matricei și interfeței. Starea de distrugere este definită ca atingerea valorii critice a unui sau mai multor parametri care descriu modelul.

În lumina celor prezentate în capitolul 4, asupra mecanismelor degradării în fibre, matrice și interfață, s-a considerat separat modelul degradării fibrelor și modelul degradării matricei și interfeței.

În finalul capitolului 5 (paragraful 5.4), s-a elaborat un model de descriere a stării de degradare pentru compozitele stratificate din rășină armată cu țesături, care au fost pe

larg analizate în cadrul acestei teze. Acest model are la bază o ipoteză general acceptată, adică aceea că sarcinile de oboseală dezvoltă în materialele compozite armate cu țesături, degradări care cauzează reducerea proprietăților de rezistență și rigiditate

Marea majoritate a structurilor și componentelor care riscă degradări la oboseală sunt supuse în serviciu la tensiuni de amplitudine variabilă. Totuși, cele mai multe rezultate de încercări la oboseală s-au obținut în condiții de încărcare cu amplitudine constantă și acele rezultate au fost utilizate în proiectarea la oboseală a structurilor și componentelor actuale.

În timpul serviciului la oboseală apare o degradare globală a materialului, care se manifestă prin microfisuri în materialul matricei și fisuri interfaciale între fibre și matrice. Aceste distrugerii se cumulează și tensiunile locale se vor apropia de valoarea rezistenței materialului, conducând la distrugerii locale fatale.

Degradarea materialului poate fi pusă în evidență prin măsurarea variației rigidității. Cunoașterea ratei de descreștere a rigidității poate conduce la estimarea durabilității reziduale, depinzând numai de material și de nivelul tensiunii în material

Pentru compozitele cu matrice polimeră ranforsată cu fibre, în general, curba S-N (nivelul sarcinii S, funcție de numărul de cicluri N) poate fi împărțită în trei stadii (Fig.5.2). În stadiul A, numărul de cicluri la rupere depinde mai mult de distribuția statistică a rezistenței, decât de nivelul tensiunii. Stadiul B sugerează o comportare clasică la oboseală, în care dependența S-N poate fi descrisă printr-o funcție de putere. În final, stadiul C sugerează o limită la oboseală, unde o durată de viață infinită se găsește sub o tensiune sau deformație dată, care este rezistența la oboseală.

Deși, de regulă, prin rigiditate se înțelege produsul EI, considerând că I este constant și că, în continuare, se lucrează cu rigiditatea normalizată EI/E_1I (raportul dintre rigiditatea curentă și cea măsurată după primul ciclu), pentru simplificare s-a notat rigiditatea materialului cu E.

Degradarea elementară dE a rigidității materialului se obține prin măsurarea periodică a rigidității curente, pe tot parcursul încercării la oboseală a materialului. Rigiditatea normalizată, E/E_1 , arată o dependență de numărul de cicluri N, care poate fi, de asemenea împărțită în trei stadii (Fig.5.3).

Panta stadiului 2, care reprezintă o porțiune liniară a curbei, este definită ca rata descreșterii rigidității. Factorul normalizator E_1 este rigiditatea măsurată după primul ciclu.

Pornind de la aceste considerente s-a găsit o relație în care descreșterea curentă a rigidității depinde numai de nivelul tensiunii maxime aplicate și de numărul de cicluri.

Pentru validarea acestui model s-au efectuat determinări experimentale pentru două tipuri de compozite stratificate armate cu țesături și anume: Materialul 1: rășină ARALDIT-CIBA SORT CY22/ pânză de sticlă tip E-020 ; Materialul 2: rășină POLIKON P.210FA/ pânză de in. Ambele materiale au fost supuse la oboseală prin încovoiere plană, utilizându-se mașina descrisă în capitolul 4, paragraful 4.6.1.

Încercările la oboseală s-au efectuat prin ciclu alternant simetric, cu frecvența de 23Hz și tensiunile maxime constante egale cu: 187MPa, adică $0,4\sigma_1$ pentru Materialul 1 și 26MPa, adică $0,2\sigma_1$ pentru Materialul 2.

Rigiditatea curentă a fost măsurată cu ajutorul dispozitivului prezentat în capitolul 2, paragraful 2.3 la metoda 2, oprind încercarea la oboseală a epruvei la fiecare 10000 de cicluri efectuate.

Pentru utilizarea modelului este necesară măsurarea prealabilă a modulului de elasticitate global al stratificatului și determinarea constantelor de material K și n , care se realizează, de asemenea, experimental.

Modelul este însoțit de un program de calcul (ANEXA 2) care estimează variația rigidității, funcție de numărul ciclurilor de sarcină aplicate și a numărului de cicluri suportat de material până la rupere, funcție de valoarea tensiunii maxime și valoarea inițială a modulului de elasticitate global al materialului.

Compararea rezultatelor obținute experimental, cu cele rezultate din modelare arată o bună corelare între experiment și model (Fig.5.4).

Se poate remarca o pierdere importantă a rigidității, pentru un număr de cicluri de solicitare relativ redus. Acest fapt se poate explica experimental, printr-o acumulare de microfisuri în materialul matricii.

Principalele contribuții originale aduse de autoare prin elaborarea acestei lucrări sunt prezentate sintetic astfel:

- elaborarea unor metode experimentale și conceperea dispozitivelor aferente pentru determinarea modulului de elasticitate și a modulului de forfecare al compozitelor stratificate cu matrice polimeră armată cu țesături din pânză de sticlă sau textile.

- realizarea unui studiu, bazat pe rezultate experimentale, asupra influenței forței tăietoare la determinarea experimentală a modului de elasticitate, din sollicitarea la încovoiere;

- elaborarea unui model numeric al creșterii secvențiale a fisurii într-o bară compozită stratificată, sollicitată la încovoiere, însoțit de un program de calcul în limbajul Access Basic, pentru estimarea forței și a lucrului mecanic total de rupere;

- determinarea influenței concentratorilor de tensiune, asupra comportării la rupere a compozitelor stratificate armate cu țesături, supuse tracțiune;

- determinarea influenței concentratorilor de tensiune, asupra comportării la rupere a compozitelor stratificate armate cu țesături, supuse la încovoiere;

- determinarea influenței concentratorilor de tensiune, asupra comportării la rupere a compozitelor stratificate armate cu țesături, supuse la sollicitări de răsucire.

- determinarea influenței concentratorilor de tensiune, asupra durabilității la oboseală prin încovoiere plană;

- analiza cu element finit a stării de deformații și de tensiuni, care apare în timpul sollicitării de încovoiere ciclică în compozitele stratificate din rășini polimerice armate cu țesături din fibre de sticlă;

- determinarea influenței concentratorilor de tensiune, asupra durabilității la oboseală prin răsucire;

- determinarea influenței concentratorilor de tensiune, asupra durabilității la oboseală prin încovoiere plană combinată cu răsucire;

- elaborarea unui model pentru descrierea stării de degradare în compozitele stratificate din rășină armată cu țesături, bazat pe ipoteza că sarcinile de oboseală dezvoltă degradări care cauzează reducerea proprietăților de rezistență și rigiditate; modelul este însoțit de un program de calcul în mediul Matlab, pentru estimarea variației rigidității (funcție de numărul ciclurilor de sarcină aplicate) și a numărului de cicluri suportat până la rupere (funcție de valoarea tensiunii maxime și valoarea inițială a modului de elasticitate global al materialului).



BIBLIOGRAFIE

- [ALĂ_1] Alămoreanu, E; Negruț, C; Jiga, G. "Calculul structurilor din materiale compozite". Reprograma Universității "Politehnica" București, 1993.
- [ALĂ_2] Alămoreanu, E; Chiriță, R. "Bare și plăci din materiale compozite", Editura Tehnică, 1997.
- [ALL_1] Allen, R.F; Beevers, C.J; Bowen, P. "Fracture and Fatigue of a Nicalon/CAS continuous fibre- reinforced glass- ceramic matrix composite", Composites.No 2,1993.
- [ARO_1] Aronson,C.G.; Backlund,J."Tensile Fracture of Laminated with Cracks" Composite Materials, 1996
- [ASH_1] Ashby, F.M.; Jones, R.H.D. "Engineering Materials", vol.2, series of Materials Science and Technology, Pergamon Press, 1988.
- [BAR_1] Barney ,C; Beevers, C.J; Bowen, P. " Fatigue crack propagation in SiC continuous fibre- reinforced Ti-6Al- 6V alloy metal-matrix composites". Composites, No 3,1993.
- [BAR_2] Baron,C.; Shulte,K.; Haring,H "Influence of Fiber and Matrix Failure Strain on Static and Fatigue Properties of Carbon Fibre Reinforced Plastics" Composites Science and Technology, 1987
- [BEA_1] Beaumont, P.W.R.; Schultz, J.M.;Friedrick, K. "Failure analysis of composite materials", Delaware Composites Design Encyclopedia, vol.6, Technomic Publishing Co. Inc., 1990.
- [BEN_1] Benzarti, K; Martinez, J.J.; Alberda, N; Salvia,M; El Fassi, M,F." Fatigue Behaviour of Resin UD Epoxy- Glass Fibre Reinforced Polymer Effect of Physical Ageing and Fibre/Matrix Interface", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris,1997
- [BOR_1] Borș, C.I."Teoria elasticității corpurilor anizotrope". Editura Academiei, București, 1970
- [BRO_1] Bronsted, P; Lilhd, H; Andersen, S.Ib."In Polymer Matrix Composites",Proc.Conf.ence Internationale sur la Fatigue des Composites, Paris, 3-5 June, 1977.
- [BYR_1] Byron Pipes, R.; Blake, R.A.Jr.; Gillespie, J.W.Jr.; Carlsson, L.A."Test methods". Delaware Composites Design Encyclopedia, vol.6, Technomic Publishing Co. Inc., 1993.
- [CAR_1] Caron, J.F.; Ehrlacher, A."Modelling of Fatigue Microcracking Kinetics in Crossply and Experimental Validation", Proc.Conf.ence Internationale sur la Fatigue des Composites, Paris, 3-5 June, 1977.
- [CAR_1] Caron, J.F.; Ehrlacher, A."Modelling of Fatigue Microcracking Kinetics in Crossply and Experimental Validation", Proc.Conf.ence Internationale sur la Fatigue des Composites, Paris, 3-5 June, 1977.
- [CAS_1] Cassado, J.A.; Gutiérrez-Solana, F.; Polaco, J.A.;Carrascal, I."Effect of Stress Level and Waiting Time on Fracture Criteria Established for Reinforced Polyamides Tested under Fatigue. Proc Conference Internationale sur la Fatigue des Composites, Paris, 3-5 June, 1977.
- [CER_1] Cernăianu, E; Mangra, M; Cernăianu, A; Popescu, D."Mașină pentru încercarea materialelor la răsucire prin șoc", Universitatea Tehnică Timișoara în colaborare cu ARTENS. Simpozion Jubiliar "70 de ani de la înființarea Laboratorului de rezistență și încercarea materialelor, Timișoara, 28-29 octombrie, 1993.
- [CER_2] Cernăianu, E; Popescu, D."Studiu, proiectarea și realizarea unei mașini de încercat la oboseală prin încovoier și răsucire". Contract de cercetare, nr. 48C/04.04.1991, cu Ministerul Cercetării și Tehnologiei
- [CER_3] Cernăianu, E; Cernăianu, A; Popescu, D."Un nou model de mașină pentru încercarea materialelor la oboseală prin răsucire", Universitatea Constantin Brâncuși Tg.Jiu, Anale, Seria A, Inginerie, Nr.1/1994.
- [CER_4] Cernăianu, E; Mangra, M; Cernăianu, A; Popescu, D."A New Model of Material Torston Testing Machine by Shoch", 10-th International Conference on Experimental Mechanics APAET, Lisbon, Portugal, 18-22 JULY, 1994.

- [CER_5] **Cernăianu, E.; Tarniță, D.; Cernăianu, A.** "Model de mașină pentru încercarea materialelor la oboseală prin încovoiere plană", A Treia Conferință Națională de Tehnologii și Metode Moderne de Proiectare în Construcția de Mașini, Craiova, 22-23 Septembrie 1994.
- [CER_6] **Cernăianu, E.; Mangra, M.; Popescu, D.; Cernăianu, A.** "A New Model of Fatigue Testing Machine", Second International Conference of Composites Engineering, University of New Orleans, Louisiana, USA, 21-24 Aug., 1995.
- [CER_7] **Cernăianu, E.; Popescu, D.; Bădescu, M.; Cernăianu, A.** "Pendulograph chronometer for the study of the mechanical properties of natural composites - the stems of cereales and technical crop", Third Int. Conference of Composites Engineering, University of New Orleans, Louisiana, USA, 21-26 July, 1996.
- [CER_8] **Cernăianu, E.** "Rezistența materialelor - Noțiuni de bază privind încercările distructive și nedistructive ale materialelor. Îndrumar pentru activitatea de laborator", Reprografia Universității din Craiova, 1975.
- [CHE_1] **Cherouali, H.; Reynoud, P.; Rouby, D.** "Influence of Interface Roughness on Fibre/Matrix Cyclic Sliding in Monofilament Model Composites with Ceramic Polymer and Metal Matrix", Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [CHR_1] **Christensen, R.; Zywicz, E.; Thrice, A.** "Dimensional Constitutive Theory for Fiber Composite Laminated Media", Journal of Applied Mechanics, Dec., 1990.
- [COO_1] **Cook, J.; Gordon, J.E.** "A mechanism for the control of crack propagation in all-brittle systems", Proc. Roy. Soc., London, A282, 1964.
- [COO_2] **Cooper, G.A.** "The structure and mechanical properties of composite materials", Technical Report, ref. 15 71, European Associates, s.a., April, 1971.
- [COO_3] **Cooper, G.A.** "Micromechanics Aspects of Fracture and Toughness", Composite Materials, Vol 5, Academic Press, 1974.
- [COT_1] **Cotteril, P.J.; Bowen, P.** "Fatigue crack growth in a fibre-reinforced titanium MMC at ambient and elevated temperatures", Composites, No 3, 1993.
- [COU_1] **Couturier, L.; Flavenot, J.F.; Zhang, F.; Lu, J.** "Fatigue Damage of Metal Matrix Composites Materials" Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [CRI_1] **Cristescu, N.** "Mecanica materialelor compozite", Universitatea din București, 1983.
- [DAV_1] **Davidson, D.L.** "Fatigue and fracture toughness of aluminium alloys reinforced with SiC and alumina particles", Composites, No 3, 1993.
- [DEL_1] **Delyavsky, M.** "Simulation of the Damage Accumulation Processes in Reinforced Composites Under Long-Term-Load", Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des composites, Paris, 1997.
- [DOB_1] **Dobre, I.; Chelu, P.** "Rezultate noi privind frecvențele proprii ale unei plăci subțiri elastice laminată de formă dreptunghiulară", Studii și cercetări de mecanică aplicată și electromecanică, vol. 1, Partea a II-a, Pitești, 1993.
- [DOB_2] **Dobre, I.; Chelu, P.; Moțica, A.** "Considerații privind comportarea dinamică a plăcilor compozite", Conferința națională "Dinamica mașinilor CDM'94", Universitatea din Brașov, noiembrie, 1994.
- [DOB_3] **Dobre, I.; Chelu, P.** "A method for the determination of natural frequencies of laminated elastic elliptical plate with clamped edge", Buletinul științific al Universității "Politehnica" Timișoara, Seria Mecanică, Nr.2, 1996.
- [DOB_4] **Dobre, I.; Chelu, P.** "On the dynamics of laminated linear thermoviscoelastic thin plate", A XXVII-a Sesiune de Comunicări Științifice cu participare internațională, Academia Tehnică Militară, București, 13-14 noiembrie, 1997.
- [DOB_5] **Dobre, I.; Popescu, D.** "Sinteza cercetărilor actuale privind oboseala materialelor compozite", A VIII-a Conferință Internațională de Termometrie, Încercări de materiale și TEHNONAV'2000, București-Constanța, 1-3 iunie 2000.
- [DON_1] **Dong, S.B.; Bagy, D.B.** "Shear Constitutive Relation for Laminated Anisotropic Shells and Plates", Part I-Methodology, Journal of Applied Mechanics, June, 1992.

- [DUM_1] Dumitraş, C.; Opran, C. "Prelucrarea materialelor compozite ceramice și minerale". Editura tehnică, București, 1994.
- [EVA_1] Evans, A.G.; Rühle, M.; Dalgleish, B.J.; Charalambides, P.G. "The fracture energy of bimaterial interfaces". Mater. Sci. and Engng. A 126, 1990.
- [FAR_1] Fares, N. "Effective Mechanical Properties of Composite at Finite Deformation". Journal of Applied Mechanics, March, 1993.
- [FEN_1] Feng, X.; Gilchrist, M.D.; Kinloch, A.J.; Matthews, F.L. "Development of a Method for Predicting the Fatigue Life of CFRP Components". Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des composites, Paris, 1997.
- [FER_1] Ferry, L.; Gabory, D.; Sicot, N.; Bérard, J.Y.; Prerreux, D.; Varchan, D. "Experimental Study of Glass Epoxy Composite Bars Loaded in Combined Bending and Torsion Loads". Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [FIL_1] Filonenko-Borodich, M. "Theory of Elasticity", Mir Publishers, Moscow, 1968.
- [FIN_1] Finn, S.C.; Springer, G.S. "Delaminations in composite plates under transverse static or impact loads-a model", Composites Structures, Vol. 23, 1993.
- [FLA_1] Flanagan, G. "A sublaminate analysis method for predicting disbond and delamination loads in composite structures", Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol. 12, 1993.
- [FUI_1] Fuiorea, I. "Contribuții privind proiectarea și realizarea materialelor compozite pentru structuri de aviație". Teză de doctorat, București, 1994.
- [FUJ_1] Fujii, T.; Zaho, M. "Mehanika razrušćenja kompozitnih materialov", Moskva. "Mašinstrojenje", 1991.
- [GAY_1] Gay, D. "Matériaux composites. Traité des Nouvelles Technologies", Serie Mécanique, Édition Hermès, 1989.
- [GAM_1] Gamby, D.; Henaff-Gardin, C.; Lafarie-Frenot, M.C.; Tahiri, V.; Thevenet, D. "A Model for Damage Growth in Aeronautical Composite Laminates Subjected to Tensile Fatigue Loading". Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [GAM_2] Gamstedt, E.K.; Talreja, R. "Fatigue Damage Micromechanism in Unidirectional CFRP". Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [GOS_1] Gosse, J.H.; Mori, P.B.Y. "Impact damage characterisation of graphite-epoxy laminates". Proc. of American Society for Composites, 3rd Technical Conf. on Composite Materials, American Society for Composites, 1988.
- [GRA_1] Grady, J.E.; De Pola, K.J. "Measurement of impact - induced delamination buckling in composite laminates". Dynamic Failure, Proc. of the 1987 SEM Fall Conf., Society for Exp. Mech., 1987.
- [GRA_2] Grady, J.E.; Sun, C.T. "Dynamic delamination crack propagation in a graphite-epoxy laminate". Composite Materials, Fatigue and Fracture, ASTM STP 907, American Society For Testing and Materials, PA, 1986.
- [GRE_1] Greaves, I.; Yates, J.R.; Atkinson, H.V. "The bending fatigue behaviour of unidirectionally reinforced SC86-Ti-15-3", Composites, No 3, 1993.
- [HAB_1] Habib, F.A.; Taylor, R.A.J.; Cooke, R.G.; Harris, B. "Fatigue damage in SIC/CAS composites". Composites, No 3, 1993.
- [HAD_1] Hadăr, A. "Probleme locale la materiale compozite". Teză de doctorat, București, 1997.
- [HE _1] He, M.Y.; Hutchinson, J.W. "Crack deflection at an interface between dissimilar elastic materials", Int. Journal of Solids and Structures, 25, 1989.
- [HEN_1] Henaff-Gardin, C.; Lafarie-Frenot, M.C.; Goupilland, I. "Prediction of Cracking Evolution Under Uniaxial Fatigue Loading in Cross-Ply Composite Laminates". Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [HOJ_1] Hojo, M.; Matsuda, S.; Ochiai, S. "Delamination fatigue crack in CFRP laminates under mode III loading". Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [ISP_1] Ispas, Șt. "Materiale compozite", Editura tehnică, București, 1987.

- [JIN_1] Jin Kim; Haim Bau "A Study of Fibre-Matrix Interface in Composite Materials" *Journal of Applied Mechanics*, March, 1991
- [JHA_1] Jha, M.; Charalambides, P.G. "A finite analysis of fracture initiation in ductile/brittle periodically layered composites", International Journal of Fracture, Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [JOH_1] Johnson, W.S. "Damage development in titanium metal-matrix composites subjected to cyclic loading", Composites, vol.24, No.3, 1993.
- [JOS_1] Joshi, S.P.; Murphy, L.M "Large axisymmetric deformation of a laminated composite membrane", Journal of Applied Mechanics, March, 1990.
- [JU _1] Ju, F.; Lee, H.P.; Lee, K.H. "Free-vibration analysis of composite beams with multiple delaminations" Composites engineering, vol.4, 1994.
- [JUD_1] Judawisastra, H.; Ives, J.; Verpoest, I. "Bending Fatigue Behaviour and Damage Development of Part-Epoxy 3D Woven Sandwich Composites", Proc Conf Int sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997
- [KEN_1] Kendall, K. "Transition between cohesive and interfacial failure in a laminate", Proc Roy Soc London, A344, 1975.
- [KEN_2] Kensch, Ch.W. "Fatigue Behaviour of Torsionally Loaded Tubes", Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [KOR_1] Korten, H.T. "Razrušenie nemetalov i kompozitih materialov", Tom 7, Cap. 1, Neorganicheskie materialy, Izdatelstvo "Mir", Moskva, 1976.
- [KRU_1] Kruch, S.; Poittier, T.; Arnold, S. "Cyclic Constitutive and Damage Modelling for the Inelastic Analysis of MMC's Components Submitted to Low Cycle Fatigue", Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [LAZ_1] Lazăr, D. "Principiile mecanicii mediilor continue", Editura tehnică, București, 1993.
- [LEI_1] Leissa, A.W. "Equation of Elastic Deformation of Laminated Composite Shallow Shells", Journal of Applied Mechanics, March, 1991.
- [LES_1] Lesné, P.M.; Lesné, O.; Maire, J.F.; Paulmier, P. "Modelling Cyclic Behaviour and Damage in GFRP 15 Woven Composites", Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [LEV_1] Levin, M.; Karlsson, B. "Fatigue behaviour of a Saffil-reinforced aluminium alloy", Composites, No 3, 1993.
- [LIU_1] Liu, D. "Impact induced delamination - A view a bending stiffness mismatching", Journal of Composite Materials, nr.22, 1988.
- [LIU_2] Liu, C.; Rosakis, A. J.; Ellis, R.W.; Stout, M.G. "A study of fracture behaviour of unidirectional fiber-reinforced composites using Coherent Gradient Sensing (CGS) Interferometry", International Journal of Fracture, Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [LUK_1] Lukasak, D.A.; Koss, D.A. "Microstructural influences on fatigue crack initiation in a model particulate-reinforced aluminium alloy MMC", Composites, No 3, 1993.
- [MAN_1] Mangeron, D.; Irimiciuc, N. "Mecanica rigidelor, cu aplicații în inginerie", Editura tehnică, București, 1978, 1980, 1981.
- [MAS_1] Masuda, H. "Fatigue fracture mechanism for MMC", Proc. Conf. Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997
- [MAZ_1] Mazilu, P.; Popa, N.; Ieremia, M. "Teoria și calculul plăcilor ortotrope", Editura tehnică, București, 1983
- [MIH_1] Mihaleu, M. "Materiale plastice armate", Seria "Polimeri", Editura Tehnică, București, 1973
- [NAR_1] Narayan, S.H.; Beuth, J.L. "Designation of mode mix in orthotropic composite delamination problems", International Journal of Fracture, Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [OPR_1] Oprea, V.; Constantinescu, A.; Bărsescu, P. "Ruperea polimerilor. Teorie și aplicații", Editura tehnică, București, 1992.
- [PAN_1] Pană, T. "Mecanica rupei materialelor", T. Pană & Co-SNC, București, 1992.

- [POP_1] Popescu, D.; Dobre, I.; Cernăianu, E. "Studiu asupra comportării generale a materialelor compozite". Contract de cercetare științifică, nr.14C/C11/1994, cu Ministerul Învățământului
- [POP_2] Popescu, D. "Considerații privind particularizarea calculului la torsiune, al barelor anizotrope". A XXVI-a Sesiune de Comunicări Științifice cu participare internațională, Academia Tehnică Militară, București, 1998.
- [POP_3] Popescu, D.; Cernăianu, E. "Metodă pentru determinarea modului de elasticitate". Sesiunea aniversară "75 de ani" a Laboratorului de Rezistența materialelor cu tema: "Tehnici experimentale și metode de calcul în ingineria mecanică", Timișoara, 1998.
- [POP_4] Popescu, D. "Un model numeric al creșterii secvențiale a fisurii, în compozitele stratificate". Sesiunea aniversară "75 de ani" a Laboratorului de Rezistența materialelor cu tema: "Tehnici experimentale și metode de calcul în ingineria mecanică", Timișoara, 1998.
- [POP_5] Popescu, D. "Contribuții asupra determinării lucrului mecanic de rupere al compozitului unidirecțional sticlă/epoxy", A IV-a Conferință cu participare Internațională INGMEC'98, Craiova, 16-17 Oct., 1998.
- [POP_6] Popescu, D.; Cernăianu, A.; Pană, L. "Metodă pentru determinarea modului de elasticitate al compozitelor armate cu pânză din fibre de sticlă sau bumbac". A IV-a Conferință cu participare Internațională INGMEC'98, Craiova, 16-17 Oct., 1998.
- [POP_7] Popescu, D.; Cernăianu, E.; Cernăianu, A. "Studiu asupra influenței forței tăietoare la determinarea experimentală a modului Young". A XXII-a Conferință Națională de MECANICA SOLIDELOR, Brașov, Oct., 29-31, 1998.
- [POP_8] Popescu, D.; Cernăianu, E.; Cernăianu, A. "Metodă pentru determinarea modului de forfecare al compozitelor armate cu pânză din fibre de sticlă sau din bumbac". A XXII-a Conferință Națională de MECANICA SOLIDELOR, Brașov, Oct., 29-31, 1998.
- [POP_9] Popescu, D.; Cernăianu, E.; Cernăianu, A. "The Influence of Shear Deformations on the Young's Modulus Determination", 12th INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Paris, 5-9 July, 1999.
- [POP_10] Popescu, D.; Cernăianu, E. "Study about the Fracture by Compression of a Bidirectional Woven Composite". Al 16-lea Simpozion Danubia-Adria de analiză experimentală a tensiunilor, Cluj-Napoca, 29 sept-2 oct., 1999.
- [POP_11] Popescu, D.; Duinea, A. "The Fatigue Behaviour of Certain Composite Materials used in Electrotechnics Industry", International Conference on Applied and Theoretical Electricity, Craiova, May, 25-26, 2000.
- [POZ_1] Poza, R.; Llorca, J. "An Experimental Analysis of the Micromechanisms of Cycling Deformation in Al-Li SiC Composites", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997
- [RED_1] Reddy, E.S. "Prediction of crack initiation in unidirectional composite beams subject to two point bending". Composites engineering, vol.4, 1994.
- [RED_2] Reddy, J.N. "A Simple Higher Order Theory for Laminated Composite Plates", Journal of Applied Mechanics, vol.51, 1984.
- [REI_1] Reifsnider, K. "Fatigue of composites: some foundation stones for a philosophical structure", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997
- [REY_1] Reynaud, P.; Dalmaz, A.; Tallaron, C.; Rouby, D.; Fantazzi, G. "Cyclic Fatigue in Ceramic Matrix Composites: the Effects of Interface", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [ROU_1] Roudet, F.; Tolba, B.; Degallaix-Moreuil, S.; Risson, T.; Salyia, M. "Fatigue Damage by Mode II Delamination in an Unidirectional Glass/Epoxy Composite", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [RUS_1] Rusu, O.; Gall, T. "Probleme moderne de rezistența materialelor", Editura tehnică, București, 1970
- [RUS_2] Rusu, O.; Teodorescu, M.; Lașcu-Simion, N. "Oboseala metalelor", Editura tehnică, București, 1992
- [SAN_1] Sankar, B.V. "A Beam Theory for Laminated Composites, and Application to Torsion Problems", Journal of Applied Mechanics, March, 1993.

- [SCH_1] Schulte, K.; Minoshima, K. "Damage mechanism under tensile and fatigue loading of continuous fibre-reinforced metal matrix composites". Composites, vol.24, No.3, 1993.
- [SED_1] Sedrakian, A.; Ben Zineb, T.; Billaet, J.T.; Sicot, N.; Lardeur, P. "A numerical Model of Fatigue Behaviour for composite plates: application to a three point bending test". Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [SEL_1] Selvarathinam, A.S.; Weitsman, Y.J. " Transverse cracking and delamination in cross-ply gr/ep composites under dry, saturated and immersed fatigue", International Journal of Fracture. Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [SIC_1] Sicot, N.; Lamarinel, V.; Bérard, J.Y.; Taylor, D. "Fatigue Behaviour of a Unidirectional Composite Laminate in a Vicinity of a Notch". Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [SOL_1] Soltesz, U.; Thielicke, B.; Schaffer, R. "Fatigue Behaviour of A/C-C-Composite under Interlaminar Shear Loading Conditions". Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [SOR_1] Sorensen, B.F.; Talreja, R.; Sorensen, O.T. "Micromechanical analysis of damage mechanism in ceramic-matrix composites during mechanical and thermal cycling". Composites, No 2, 1993.
- [TAL_1] Talreja, R. "Fatigue of composite materials". Technomic Publishing Co., Inc. Lancaster, Pennsylvania, 1987.
- [TEO_1] Teodorescu, P.P. "Probleme plane in teoria elasticității", vol. I, II, Editura Academiei, Bucuresti, 1961, 1966.
- [TEO_2] Teodorescu, P.P. "Probleme spațiale în teoria elasticității", Editura Academiei, Bucuresti, 1970.
- [THA_1] Thangjitham, S.; Choi, H.J. "Interlaminar crack problems of laminated anisotropic medium". International Journal of Solids and Structures, vol.30, nr.7, 1993.
- [THI_1] Thionnet, A.; Renard, J. "Modelling of the Fatigue Behaviour of Laminated Composite Structures". Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [TSA_1] Tsai, S.W.; Hahn, H.T. "Introduction to Composite Materials", Westport, 1980.
- [UDR_1] Udrescu, L. "Statica și dinamica structurilor elastice anizotrope și eterogene". Editura Academiei, Bucuresti, 1969.
- [VAS_1] Vasiliev, V.V. "Mehanika konstrukcii is kompozicionih materialov", Moskva. "Masinostroenie", 1988.
- [VAS_2] Vasek, A.; Letaut, S.; Vittecoq, E. "In-Situ Observation of Fatigue Crack Initiation in Notched Fibre-Metal Laminates", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [VIE_1] Vieilleveigne, S.; Jeulin, D.; Renard, J.; Sicot, N. "Modelling of the Fatigue Behaviour of a Unidirectional Glass Epoxy Composite Submitted to Fatigue Loading", Proc.Conf.Int. sur la Fatigue des Composites, Paris, 1997.
- [WIE_1] Wiener, U.; Isaic, A.; Voda, V. "Aplicații ale rețelelor probabilistice în tehnică", Editura Tehnică, Bucuresti, 1983.
- [XI _1] Xi Cong Liu; Bathias, C. "Fatigue damage development in Al₂O₃/Al composite". Composites, vol.24, No.3, 1993.
- [ZHA_1] Zhao, Y.H.; Weng, G.J. "Effective elastic moduli of ribbon-reinforced composites". Journal of Applied Mechanics, March, 1990.
- [***_1] D3479-76, "Tension-Tension Fatigue of Oriented Fibre Resin Matrix Composites". ASTM test methods.
- [***_2] D671-71 (reapproved 1978). "Flexural Fatigue of Plastics by Constant-Amplitude-of-Force". ASTM test methods.
- [***_3] VDI 2013, "Dimensionieren von Bauteilen aus GFK (Glasfaserverstärkte Kunststoffe)", Januar 1970.

LISTA NOTAȚIILOR

- a - semilungimea inițială a fisurii de oboseală;
 a_0 - lungimea critică a zonei degradate la vârful fisurii;
 a_N - semilungimea fisurii după N cicluri de solicitare;
 b - lățimea epruvetei;
 d - diametrul fibrei;
 da/dN - viteza de propagare a fisurii de oboseală;
 D - parametrul degradării la oboseală;
 $[D]$ - matricea de elasticitate;
 E - modulul de elasticitate efectiv al compozitului;
 E_f - modulul de elasticitate al fibrelor;
 E_m - modulul de elasticitate al materialului matricei;
 E_l - modulul de elasticitate al laminei pe direcția fibrei;
 E_t - modulul de elasticitate al laminei pe direcția normală pe cea a fibrei;
 E_r - modulul de elasticitate al laminei pe direcția normală la planul ei;
 E_x - modulul de elasticitate longitudinal al stratificatului, pe direcția x ;
 E_y - modulul de elasticitate longitudinal al stratificatului, pe direcția y ;
 f_r - săgeata la rupere;
 F - amplitudinea sarcinii exterioare;
 F_a - funcția distrugerii la oboseală;
 F_t - rezistența materialului la un moment dat, în timpul solicitării de oboseală;
 Δf_i - variația deformației de încovoiere, măsurată cu ceasul comparator;
 f_M - săgeata cauzată de momentul încovoietor;
 f_T - săgeata cauzată de forța tăietoare;
 g - accelerația gravitațională;
 G - modulul de forfecare global al stratificatului;
 G_f - modulul de forfecare al fibrelor;
 G_m - modulul de forfecare al materialului matricei;
 G_i - energia elastică eliberată prin propagarea fisurii interfaciale (forța pentru propagarea fisurii);
 G_{ic} - valoarea critică a forței de extensie peste care fisura se propagă nestabilizat;
 G_{ii} - greutatea traductorului piezoelectric tip KD33;
 G_{II} - energia de disipație pe unitatea de arie a fisurii;
 G_{It} - modulul de forfecare al laminei (în planul OIt);
 G_{xy} - modulul de forfecare al stratificatului;
 h - grosimea epruvetei;
 I_z - momentul de inerție axial al secțiunii epruvetei în raport cu axa z ;
 ΔK - coeficientul de intensitate a tensiunilor;
 l - lungimea epruvetei între reazeme;
 l_c - lungimea de transfer (critică) a fibrei;
 $l_{d,med}$ - valoarea medie a lungimii de desprindere;
 $l_{p,med}$ - valoarea medie a lungimii de smulgere;
 $\{L_0\}$ - tensorul modulilor elastici ai matricei;
 $\{L_1\}$ - tensorul modulilor elastici ai fibrelor;
 m_f - masa fibrelor;
 m_t - masa totală a compozitului;
 m_m - masa matricei;
 M_i - momentul maxim de încovoiere;
 M_t - momentul maxim de răsucire;
 N - numărul de cicluri la care a fost supusă structura la un moment dat;
 N_r - numărul total de cicluri de solicitare, până la rupere;
 \tilde{n}_i^* - numărul de elemente structurale distruse prin mecanismul i ;
 n - numărul total de elemente structurale;
 n_{fr} - numărul de fibre rupte;
 n_{fs} - numărul de fibre smulse;

ΔP_i	- variația sarcinii aplicate;
$q_{s,ep.}$	- greutatea specifică a epruvetei;
R	- coeficientul de asimetrie al ciclului;
$[S]$	- matricea complianțelor, obținută prin inversarea matricei de elasticitate;
T	- perioada de oscilație;
ΔT	- creșterea de temperatură;
V_f	- volumul fibrelor;
V_m	- volumul matricei;
V_f	- volumul total al compozitului;
W	- energia de histereză;
W^*	- distanța de la vârful fisurii, până la domeniul plastic;
W_d	- lucrul mecanic de desprindere fibră - matrice;
W_{de}	- lucrul mecanic de deformare elastică a fibrei;
W_{dp}	- lucrul mecanic de deformare plastică a fibrei și de îndreptare a ei;
W_m	- lucrul mecanic de deformare plastică a matricei;
W_r	- energia disipată la ruperea fibrelor;
W_s	- lucrul mecanic de smulgere a fibrei;
u	- deplasarea pe direcția x;
v	- deplasarea pe direcția y;
w	- deplasarea pe direcția z;
X_{ij}	- starea de degradare a materialului, în elementul critic;
y	- spațiul constant dintre defectele mari ale fibrelor;
y_{crit}	- spațiul critic dintre fisuri;
α, β	- coeficienți a căror valoare depinde de raportul h/b al dimensiunilor geometrice ale pruvetei;
α_f	- coeficientul de dilatare termică al fibrelor;
α_m	- coeficientul de dilatare termică al matricei;
α_{fi}	- variabilă scalară care descrie fisurarea transversală;
α_k	- coeficient de concentrare a tensiunilor, la solicitări statice;
α_l	- coeficient de dilatare termică la întindere liniară pe direcția fibrelor;
α_t	- coeficient de dilatare termică la întindere liniară pe direcția normală la fibre;
β_k	- coeficient de concentrare a tensiunilor, la oboseală;
$\{\epsilon\}$	- tensorul deformațiilor;
ϵ	- starea de deformație în volumul elementar;
ϵ_c	- deformația la rupere a compozitului;
ϵ_f	- deformația la rupere a fibrelor;
ϵ_m	- deformația la rupere a materialului matricei;
ϵ_l	- deformația de întindere a stratului, în direcția fibrelor;
ϵ_t	- deformația de întindere a stratului, în direcția normală la fibre;
ϵ_{tl}	- alunecarea transversală în planul stratului (laminei);
φ_1	- rotirea în jurul axei x;
φ_2	- rotirea în jurul axei y;
ν_f	- coeficientul lui Poisson pentru fibre;
ν_m	- coeficientul lui Poisson pentru materialul matricei;
ν_{lt}	- coeficientul lui Poisson în planul Olt al laminei;
ν_{lr}	- coeficientul lui Poisson în planul Otr;
ν_{xy}, ν_{yx}	- coeficienții Poisson ai stratificatului;
ρ_f	- masa specifică a fibrelor;
ρ_m	- masa specifică a matricei;
$\{\sigma\}$	- tensorul tensiunilor;
σ_b	- rezistența materialului compozit fără creștătură;
σ_{conc}	- valoarea locală maximă a tensiunii la rădăcina concentratorului;
σ_N	- rezistența materialului compozit cu creștătură;
σ_{ij}	- starea de tensiune, în elementul critic al materialului;
σ_d	- tensiunea critică pentru desprinderea inițială a fibrei;
σ_f^0	- tensiunea ultimă de întindere a fibrei;

- σ_{nom} - tensiunea nominală calculată pentru secțiunea netă;
- σ_{rc} - rezistența de rupere la compresiune;
- σ_{ri} - rezistența de rupere la încovoiere;
- σ_{rt} - rezistența de rupere la tracțiune;
- σ_{sup} - tensiunea suplimentară care se emite în urma ruperii unei fibre;
- $\Delta\sigma$ - amplitudinea tensiunii de întindere pulsatorie;
- τ - tensiunea de rupere a interfeței fibră-matrice;
- τ_r - rezistența de rupere la răsucire
- θ_r - răsucirea specifică la rupere
- $\vec{\Theta}_{(i)}^*$ - vectorul degradării;
- $\vec{\Theta}_{(i)}^*$ - degradarea elementelor structurale cu rezistență mare;
- $\vec{\Theta}_{(i)}^*$ - degradarea elementelor structurale cu rezistență mică;

Listingul programului de calcul numeric pentru modelarea secvențială a fisurii în compozitele stratificate

```

Option Compare Database
Option Explicit
Dim lvect() As Double
Dim Pvect() As Double
Dim avect() As Double
Dim AMare() As Double
Dim BMare() As Double
Dim W() As Double

Sub Calcul ()
Dim intI As Integer
Dim z As Integer
Dim nMic As Integer
Dim SigmaP As Double
Dim Pindex As Double
Dim Gi As Double, C As Double
Dim PTotal As Double, WTotal As Double

If Cint(Me!T) <> Me!T Then
    Beep
    Exit Sub
End If

ReDim lvect(Me!T)
ReDim Pvect(Me!T)
ReDim avect(Me!T)
ReDim AMare(Me!T)
ReDim BMare(Me!T)
ReDim W(Me!T)

For intI = 0 To Me!T
    avect(intI) = intI * Me!L / Me!N
Next intI
AMare(0) = 0
BMare(0) = 0

For z = 0 To Me!T - 2
    lvect(z) = Me!b * fgExp(((Me!T - z) * delta), 3) / 12
    lvect(z + 1) = Me!b * fgExp(((Me!T - z - 1) * delta), 3) / 12
    SigmaP = 0
    Pindex = Me!P
    While Not SigmaP > Me!SigmaPcr
        SigmaP = (Pindex * Me!L * (Me!T - z) * delta) / (4 * lvect(z))
        Pindex = Pindex + DeltaP
    Wend
    Pvect(z) = Pindex
    nMic = 1
    While nMic < Me!N
        If lvect(z) = 0 Or lvect(z + 1) = 0 Then GoTo OutWhile
        Gi = -fgExp(Pvect(z), 2) / (8 * Me!b * Me!E)
        Gi = Gi * ((1 / lvect(z)) - (1 / lvect(z + 1)))
        Gi = Gi * fgExp((Me!L - avect(nMic)), 2)
    End While
    OutWhile:

```

```

If Gi > Me!Gic Then
    nMic = nMic + 1
Else
    GoTo OutWhile
End If
Wend
OutWhile:
AMare(z + 1) = (lvect(z + 1) / lvect(z)) - 1
AMare(z + 1) = AMare(z + 1) * (Me!L * avect(nMic) - (fgExp((avect(nMic)), 2) / 2))
AMare(z + 1) = AMare(z + 1) + (lvect(z + 1) * AMare(z) / lvect(z))
BMare(z + 1) = (lvect(z + 1) / lvect(z)) - 1
BMare(z + 1) = BMare(z + 1) * (-(Me!L * fgExp(avect(nMic), 2) / 2) + (fgExp(avect(nMic), 3) / 3))
BMare(z + 1) = BMare(z + 1) + (lvect(z + 1) * BMare(z) / lvect(z))
C = 1 / (2 * Me!E * lvect(z + 1))
C = C * ((fgExp(Me!L, 3) / 3) + (Me!L * AMare(z + 1)) + BMare(z + 1))
W(z) = C * fgExp(Pvect(z), 2)
Next z

PTotal = 0
WTotal = 0
For intl = 0 To Me!T - 1
    PTotal = PTotal + Pvect(intl)
    WTotal = WTotal + W(intl)
Next intl

Me!PREzultat = PTotal
Me!WRezultat = WTotal

End Sub
    
```

The screenshot shows a software window titled "Modelare numerica" with a close button (X) in the top right corner. The main title of the window is "Modelarea numerica a cresterii secventiale a fisurii in compozitele stratificate".

The window contains several input fields and a "Start Calcul" button. The input fields are arranged in a grid-like structure:

- b =** m
- E =** N/m²
- L =** m
- N =** Buc
- T =** Buc
- DeltaP =** N
- delta =** m
- Gic =** J/m²
- sigma²cr =** N/m²
- P =** N

At the bottom left, there are two result fields:

- P rezultat =** N
- W rezultat =** J

A large "Start Calcul" button is located at the bottom right of the input area.

```
e01=33268;
e02=2227;
sigma1=187;
sigma2=26;
k1=0.21;
k2=0.029;
n1=2;
n2=2;
t0=0;
tf=10000;
e1(1)=e01;
e2(1)=e02;
for i=1:5
    clear t;
    clear y1;
    [t,y1] = ode45('f1', t0 , tf , 1 );
    n=size(t,1);
    e1(i+1)=y1(n,1)*e01;
    els=els+e1(i+1);
    clear t;
    clear y2;
    [t,y2]=ode45('f2' , t0 , tf , 1 );
    n=size(t,1);
    e2(i+1)=y2(n,1)*e02;
    tf=tf+10000;
end;
n(1)=0;
n(2)=10000;
n(3)=20000;
n(4)=30000;
n(5)=40000;
n(6)=50000;
plot(n,e1);
pause;
plot(n,e2);
```

```
function y1p = f1(t,y1)
e01=33268;
sigma1=187;
k1=0.21;
n1=2;
y1p=-k1*(sigma1/e01)^n1;
end;
```

```
function y2p = f2(t,y2);
e02=2227;
sigma2=26;
```

```
k2=0.029;  
n2=2;  
y2p=-k2*(sigma2/e02)^n2;  
end;
```