

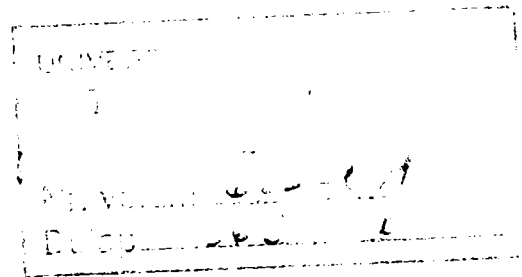
**TEZA DE DOCTORAT**

**CONTRIBUTII**  
**LA STUDIUL COMPORTARII**  
**UNOR ELEMENTE STRUCTURALE**  
**LA ACTIUNI SEISMICE**

**Ing.GRAZIELLA-FLAVIA MATEESCU**

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA

**CONDUCATOR STIINTIFIC**  
**Prof.Dr.Ing. CORNELIU BOB**



**Timișoara**  
**2002**

## CUPRINS

## Introducere

### Capitolul I: Studiu bibliografic general. Obiectivele cercetării

<b>I.1</b>	<b>Introducere.....</b>	<b>I.3</b>
I.1.1	Elemente generale.....	I.3
I.1.2	Progrese în proiectarea antiseismică.....	I.5
I.1.3	Obiective de performanță în ingineria seismică.....	I.5
I.1.4	Obiectivele cercetării.....	I.10
<b>I.2</b>	<b>Caracteristicile dinamice ale terenului.....</b>	<b>I.10</b>
I.2.1	Factorii care influențează mișcarea dinamică a terenului.....	I.10
I.2.2	Caracteristicile dinamice ale sursei.....	I.11
I.2.3	Propagarea undelor seismice.....	I.15
I.2.4	Caracteristicile dinamice ale sitului.....	I.16
<b>I.3</b>	<b>Caracteristicile dinamice ale oțelului.....</b>	<b>I.23</b>
I.3.1	Influența variației limitei de curgere.....	I.23
I.3.2	Capacitatea de deformare a diferitelor calități de oțel.....	I.27
I.3.3	Sensibilitatea oțelurilor la creșterea ratei de deformare.....	I.29
I.3.4	Caracteristicile de deformabilitate ale oțelurilor.....	I.30
I.3.5	Oboseala la un număr redus de cicluri.....	I.30
I.3.6	Ruperea fragilă.....	I.31
<b>I.4</b>	<b>Concluziile capitolului.....</b>	<b>I.31</b>
<b>I.5</b>	<b>Bibliografie.....</b>	<b>I.31</b>

### Capitolul II: Oțelul – ductilitatea de material

<b>II.1</b>	<b>Proprietățile care guvernează ductilitatea oțelului.....</b>	<b>II.3</b>
II.1.1	Caracteristici generale.....	II.3
II.1.2	Compoziția chimică și sudabilitatea.....	II.3
II.1.3	Proprietăți mecanice.....	II.5
II.1.3.1	Inercarea de tracțiune cu deplasare controlată.....	II.5
II.1.3.2	Inercarea de tracțiune cu încărcare controlată.....	II.6
II.1.4	Variația limitei de curgere.....	II.7
II.1.4.1	Limita superioară de elasticitate.....	II.9
II.1.4.2	Limita inferioară de elasticitate.....	II.10
II.1.4.3	Formularea energetică a criteriului de curgere.....	II.12
II.1.5	Indicele de curgere.....	II.12
<b>II.2</b>	<b>Evaluarea capacității de deformare a diferitelor calități de oțel.....</b>	<b>II.14</b>
II.2.1	Oțeluri de construcții.....	II.14
II.2.2	Oțeluri de înaltă performanță.....	II.14

II.2.3	Evaluarea experimentală a capacității de deformare plastică sub influența efectului de rupere ductilă.....	II.17
<b>II.3</b>	<b>Ductilitate elementelor din oțel sensibile la rupere fragilă.....</b>	<b>II.23</b>
II.3.1	Rezistența la rupere la un număr redus de cicluri.....	II.23
II.3.2	Mecanismul ruperii fragile.....	II.25
II.3.3	Verificarea practică a riscului ruperii fragile.....	II.28
II.3.3.1	Metoda normei franceze A36-010.....	II.28
II.3.3.2	Metoda după Eurocode 3.....	II.32
II.3.3.3	Alegerea oțelurilor pe baza încercării Pellini.....	II.33
<b>II.4</b>	<b>Concluziile capitolului.....</b>	<b>II.35</b>
<b>II.5</b>	<b>Bibliografie.....</b>	<b>II.37</b>
 <b>Capitolul III: Cutremurele de suprafață bănățene</b>		
<b>III.1</b>	<b>Introducere.....</b>	<b>III.3</b>
<b>III.2</b>	<b>Caracteristicile seismelor bănățene.....</b>	<b>III.4</b>
<b>III.3</b>	<b>Nivele de acțiuni în calculul seismic.....</b>	<b>III.7</b>
III.3.1	Stările limită.....	III.7
III.3.2	Magnitudinea seismelor de calcul.....	III.9
III.3.3	Legea de atenuare.....	III.12
III.3.4	Determinări statistice.....	III.15
III.3.5	Considerații deterministe.....	III.15
<b>III.4</b>	<b>Spectre de proiectare.....</b>	<b>III.17</b>
III.4.1	Spectre pentru zona seismogenă Vrancea.....	III.19
III.4.2	Spectre pentru zona seismogenă Banat.....	III.19
<b>III.5</b>	<b>Spectre de deplasări relative.....</b>	<b>III.22</b>
III.5.1	Prelucrări din literatură.....	III.22
III.5.2	Aplicații numerice.....	III.23
<b>III.6</b>	<b>Concluziile capitolului.....</b>	<b>III.25</b>
<b>III.7</b>	<b>Bibliografie.....</b>	<b>III.25</b>
 <b>Capitolul IV: Comportarea structurilor la acțiuni orizontale și verticale de tip impuls</b>		
<b>IV.1</b>	<b>Introducere.....</b>	<b>IV.3</b>
<b>IV.2</b>	<b>Comportarea la acțiuni orizontale de tip impuls de viteză.....</b>	<b>IV.4</b>



<b>IV.3 Spectre elastice pentru impulsuri de viteză orizontale.....</b>	<b>IV.5</b>
IV.3.1 Caracteristici principale.....	IV.5
IV.3.2 Amplificări ale acțiunii seismice.....	IV.7
IV.3.3 Spectre pentru impulsuri de viteză asimetrice.....	IV.11
<b>IV.4 Testări numerice pentru impulsuri de viteză asimetrice.....</b>	<b>IV.13</b>
<b>IV.5 Perioadele proprii ale structurilor pentru mișcările verticale.....</b>	<b>IV.15</b>
IV.5.1 Studii prezentate în literatură.....	IV.15
IV.5.2 Calculul simplificat al perioadei verticale.....	IV.15
<b>IV.6 Comportarea la acțiuni verticale.....</b>	<b>IV.17</b>
IV.6.1 Eforturi din componentele verticale.....	IV.17
<b>IV.7 Spectre elastice pentru impulsuri de viteză verticale.....</b>	<b>IV.20</b>
IV.7.1 Caracteristici principale.....	IV.20
IV.7.2 Coeficienți de amortizare.....	IV.25
IV.7.3 Factori de reducere.....	IV.26
<b>IV.8 Testări numerice pentru impulsuri de viteză verticale.....</b>	<b>IV.26</b>
<b>IV.9 Concluzii ale capitolului.....</b>	<b>IV.27</b>
<b>IV.10 Bibliografie.....</b>	<b>IV.28</b>
 <b>Capitolul V: Considerații teoretice asupra elementelor experimentale</b>	
<b>V.1 Introducere.....</b>	<b>V.3</b>
<b>V.2 Influența vitezei acțiunii seismice.....</b>	<b>V.4</b>
V.2.1 Influența ratei de deformare la nivelul materialului.....	V.4
V.2.2 Modelarea legii de variație a vitezei de încărcare.....	V.7
V.2.3 Influența ratei de deformare la nivelul materialului.....	V.10
V.2.4 Aplicație la elementele experimentale.....	V.12
<b>V.3 Ductilitatea capabilă a grinzilor cu secțiune I.....</b>	<b>V.17</b>
V.3.1 Ductilitatea secțiunilor transversale.....	V.17
V.3.2 Ductilitatea elementului.....	V.19
V.3.3 Caracteristici teoretice ale elementelor experimentale determinate cu programul de calcul DUCTROT 99.....	V.20
V.3.3.1 Date de bază.....	V.20
V.3.3.2 Rezultate.....	V.20
V.3.3.3 Caracteristicile rotirii.....	V.21
<b>V.4 Mecanisme de cedare.....</b>	<b>V.22</b>

<b>V.5 Definierea capacității de rotire.....</b>	<b>V.26</b>
V.5.1 Capacitatea de rotire la încărcare monotonă.....	V.27
V.5.2 Capacitatea de rotire la încărcări seismice.....	V.28
<b>V.6 Concluzii ale capitolului.....</b>	<b>V.29</b>
<b>V.7 Bibliografie.....</b>	<b>V.30</b>
<b>Capitolul VI: Program experimental asupra unor grinzi metalice la solicitări de tip impuls</b>	<b>VI.1</b>
<b>VI.1 Incercarea experimentală – tipuri de solicitare.....</b>	<b>VI.3</b>
<b>VI.2 Definierea programului experimental.....</b>	<b>VI.4</b>
VI.2.1 Parametrii de comportare – recomandări ECCS (CECM).....	VI.4
VI.2.2 Caracteristicile elementelor experimentale.....	VI.6
<b>VI.3 Dispozitive de încărcare și măsurare.....</b>	<b>VI.7</b>
VI.3.1 Dispozitivul de încărcare.....	VI.7
VI.3.2 Dispozitivul de măsurare.....	VI.9
<b>VI.4 Incercarea monotonă – grinda A0.....</b>	<b>VI.10</b>
<b>VI.5 Incercarea statică ciclic-alternant – grinzile A1 și A4.....</b>	<b>VI.11</b>
<b>VI.6 Incercarea de tip impuls – grinzile A5 – A10.....</b>	<b>VI.15</b>
VI.6.1 Caracteristic generale.....	VI.15
VI.6.2 Incercarea cu un impuls.....	VI.17
VI.6.3 Incercarea cu două impulsuri.....	VI.18
VI.6.4 Incercarea cu trei impulsuri.....	VI.20
<b>VI.7 Concluzii ale capitolului.....</b>	<b>VI.22</b>
<b>VI.8 Bibliografie.....</b>	<b>VI.23</b>
<b>VII Concluzii .....</b>	<b>VII.1</b>
VII.1 Concluzii.....	VII.3
VII.2 Contribuții personale.....	VII.10
VII.3..Perspective.....	VII.10

## **Anexele A - D**

## INTRODUCERE

Dezvoltarea criteriilor pentru proiectarea construcțiilor noi, dar și stabilirea criteriilor de vulnerabilitate ale construcțiilor existente, au căpătat în ultimii ani o importanță deosebit de mare.

Deoarece scopul principal al proiectării reflectat de majoritatea codurilor actuale de proiectare era și este încă siguranța împotriva colapsului, performanțele din punct de vedere a funcționalității și a criteriilor economice devin din ce în ce mai importante și trebuie luate în considerare în proiectare. De aceea, s-au făcut eforturi considerabile pentru îmbunătățirea normelor curente de proiectare, nu numai pentru împiedicarea colapsului structurilor la un cutremur devastator, dar și pentru limitarea avariilor la un cutremur moderat.

Mai mult, noua filozofie de proiectare tinde spre analiza performanțelor structurale prin criterii probabilistice de nivele multiple, urmărindu-se înlocuirea metodei simplificate a forțelor seismice. Pe de altă parte însă, implementarea noilor concepte de proiectare antiseismică necesită definirea cantitativă și posibilitatea de urmărire și măsurare a degradărilor.

În prezent este recunoscută importanța calculului plastic în proiectarea structurilor la acțiuni statice și dinamice. Calculul static consideră distribuția inelastică a forțelor în calculul efectului încărcării. În calculul seismic se urmărește disiparea energiei seismice induse. Parametrul de bază în ambele analize este ductilitatea, adică abilitatea structurii de a întreprinde deformații plastice importante, fără pierderea rezistenței. Dacă înaintea anilor '60 noțiunea de ductilitate caracteriza numai comportarea materialului, conceptul s-a extins și la nivelul structurii, după studiile efectuate de Baker în domeniul calculului plastic și cercetările lui Housner în domeniul seismic.

Dar decada 1985 – 1995 a reprezentat o perioadă nefastă pentru structurile metalice. Incepută cu prăbușirea complexului Pino Suarez din Mexico City în anul 1985, ca urmare a necorelării între ductilitatea necesară și cea reală, a fost urmată apoi de avariile și distrugerile produse în unele îmbinări ale elementelor din oțel în timpul seismelor Northridge – SUA în anul 1994 și Kobe – Japonia în anul 1995, rezultate ca urmare a efectelor seismelor epicentrale.

Din punct de vedere al seismicității, teritoriul României este afectat în proporție de peste 60% de cutremure puternice sau moderate, care au influență și asupra restului țării. O caracteristică a acestor cutremure este diversitatea surselor tectonice, cuprinzând practic toate formele posibile: superficiale (adâncimea focarului mai mică de 5km), crustale (5 până la 30km) și intermediare (70 – 170km). Zona seismică cea mai puternică este zona vrânceană, care a degajat până în prezent peste 90% din energia seismică de pe teritoriul țării și care afectează puternic mari centre populate din țară.

Dar și cutremurele din Banat, Făgăraș sau Maramureș, care sunt cutremure superficiale și crustale, pot produce pagube însemnate pe zone restrânse în jurul epicentrului. Caracteristicile acestor mișcări seismice sunt foarte diferite de cele vrâncene, ele manifestându-se în principal printr-un impuls de joasă frecvență în accelerație, impuls de viteză și de deplasare, durată relativ scurtă, efect considerabil al componentelor verticale.

Toate aceste caracteristici conduc la o specificitate zonală, având un impact deosebit asupra comportării structurilor, elementelor, respectiv materialului din care sunt confecționate acestea.

Dacă oțelul, ca material este deosebit de ductil, utilizat în elemente și structuri el poate avea o comportare nesatisfăcătoare, din mai multe cauze, cum ar fi:

- a) producerea unor instabilități locale sau globale necontrolate, care pot să reducă substanțial ductilitatea globală a structurii;
- b) diminuarea și/sau pierderea proprietăților de ductilitate în condițiile unor acțiuni produse cu viteză mare;
- c) tendința de utilizare a unor oțeluri cu calități superioare, dar cu raportul dintre limita de curgere și rezistența la rupere apropiat de valoarea 1, ceea ce conduce la creșterea pericolului de rupere fragilă;
- d) efectele nefavorabile ale procedeelor de sudare, imperfecțiuni rezultate în special la sudurile executate in situ, concentrările de eforturi, etc.;
- e) sensibilitatea la detalii, atât la nivelul elementelor cât și la rezolvarea nodurilor.

În aceste condiții, în ultimul timp se constată o intensificare a cercetărilor efectuate pe plan mondial pentru eliminarea acestor deficiențe, atât la nivelul proiectării, în scopul revizuirii conceptului de proiectare, cât și la nivelul execuției, în scopul îmbunătățirii procedeelor și a controlului. Pornind de la proprietățile materialului la comportarea în ansamblu a structurii, se constată o eroziune puternică a calităților oțelului, iar verificarea cantitativă numai pentru rezistență și rigiditate se dovedește insuficientă pentru a se asigura o comportare bună a structurii, în special în cazul cutremurelor cu viteză de încărcare mare și impuls puternic.

Contribuția noastră se va referi în mod esențial la problemele ridicate de punctele a) și b), cercetând efectele unor solicitări puternice cu viteză de acțiune mare, asupra comportării elementelor din oțel și observații privind mecanismul de cedare al unor elemente încercate experimental.

Capitolele acestei lucrări se vor referi în mod explicit la următoarele probleme:

*Capitolul 1* este consacrat unui studiu bibliografic general: pentru a se preciza obiectivele lucrării. Capitolul începe prin câteva generalități privind progresele și obiectivele de performanță în proiectarea antiseismică. Se descriu apoi caracteristicile dinamice ale terenului, cu exemplificări și comentarii asupra unor mișcări seismice devastatoare. Pe de altă parte, se trec în revistă problemele care se pun la nivelul materialului și care constituie preocupări intense în cercetările recente pe plan mondial.

*Capitolul 2* se referă în principal la proprietățile care guvernează ductilitatea oțelului, analizându-se variația limitei de curgere, capacitatea de deformare a diferitelor calități de oțel destinate construcțiilor, ruperea ductilă, ruperea fragilă, mecanismul și metodele de verificare ale riscului ruperii fragile.

*Capitolul 3* este dedicat cutremurelor de suprafață bănățene. După o scurtă prezentare a caracteristicilor acestor mișcări seismice se fac observații privind spectrele de proiectare specifice pentru zona seismogenă Banat. Se introduce noțiunea de spectru de deplasare și se fac testări numerice pe două structuri metalice în cadre având 3, respectiv 6 etaje, cu programul de calcul inelastic neliniar DRAIN 2-D. Concluziile acestei analize numerice relevă aspecte importante privind comportarea structurilor metalice în zona epicentrală a seismelor de suprafață: influența modurilor superioare, modul de apariție a articulațiilor plastice, amortizarea deplasărilor în raport cu distanța epicentrală. În anexa A la acest capitol sunt redate accelerogramele rezultate din înregistrările ultimelor cutremure bănățene, ca și rezultatele testărilor numerice.

În *capitolul 4* se analizează comportarea structurilor la acțiuni orizontale și verticale de tip impuls de viteză. S-au construit spectre elastice pentru impulsuri de viteză orizontale și verticale introducându-se accelerograme artificiale, cu diferiți coeficienți de asimetrie și diferite durate ale impulsului. Considerându-se un cutremur artificial de tip impuls de viteză orizontal/vertical s-au făcut testări numerice pe structurile metalice analizate în capitolul 3, confirmându-se concluziile privind comportarea structurilor la acest tip de mișcare. Anexa B la acest capitol conține o exemplificare a seismelor cu impuls de viteză și rezultatele testărilor numerice folosind accelerogramele artificiale de tip impuls, orizontale și verticale.

*Capitolul 5* este dedicat analizei teoretice privind ductilitatea grinzilor experimentale. Se analizează influența vitezei de încărcare și a ratei de deformare la nivelul materialului și elementului, cu aplicație directă la elementele confecționate. Se trec în revistă ductilitățile capabile la nivel de secțiune transversală și de element. Caracteristicile de rotire sunt determinate cu ajutorul programului de calcul DUCTROT, folosindu-se teoria mecanismelor plastice de rotire. În anexa C se prezintă o listă a seismelor aproape de sursă, din ultimele 3-4 decenii la care se evidențiază vârful de viteză al mișcării. Se arată de asemenea tipurile mecanismelor de cedare pentru grinzi.

*Capitolul 6* prezintă programul experimental efectuat pe 10 grinzi din oțel cu secțiune I sudată. Încercarea a fost efectuată prin încărcare monotonă, încărcare ciclică conform recomandărilor CECM și încărcare de tip impuls. Dacă primele două tipuri de solicitare sunt cunoscute din încercări proprii anterioare și din literatură, încărcarea de tip impuls – cu un impuls, 2 și 3 impulsuri succesive și cu diferite amplitudini - reprezintă o încercare originală de tip pseudo-dinamic, care ne-a condus la concluzii importante privind tipul mecanismului de cedare și modul de rupere. Ansamblul și detaliile grinzilor după încercare sunt arătate în anexa D.

În *capitolul 7* se sintetizează concluziile cercetării și contribuțiile personale ale autorului.

## **Capitolul I**

### **STUDIU BIBLIOGRAFIC GENERAL. OBIECTIVELE LUCRĂRII**

## I.1 Introducere

### I. 1.1 Elemente generale

Producerea de cutremure, impactul acestora asupra populației, a construcțiilor și a utilajelor precum și dezvoltarea metodelor pentru limitarea efectelor acestor fenomene naturale sunt principalele preocupări ale inginerilor de structuri. Cel puțin 10000 oameni mor anual din cauza cutremurelor, în special în urma prăbușirii construcțiilor care nu pot rezista la acțiunile seismice. Nici un om n-a murit din cauza directă a seismului, ci numai în urma colapsului unor clădiri sau elemente de clădiri avariate. Costul pierderilor crește continuu cu toate progresele din ultima vreme în domeniul concepției de proiectare (Fig.I.1). Creșterea spectaculoasă a pierderilor în perioada 1990-1995 se datorează în principal celor două mari cutremure, Northridge-SUA și Kobe-Japonia, care au afectat zone intens construite. Au fost avariate atât construcții vechi, construite înainte de elaborarea noilor coduri de proiectare, dar și clădiri mai noi, dimensionate pe baza acestora. O mare decepție au constituit-o avariile produse la unele structuri metalice, care până la aceste evenimente aveau reputația de a se comporta excelent la acțiunea seismică. De aceea, în urma acestor comportări neașteptat de slabe s-au pus serios întrebări care așteaptă răspunsuri urgente:

- mișcarea seismică nu este modelată corespunzător?
- se modifică calitățile materialelor în timpul seismelor puternice?
- comportarea elementelor și a structurilor nu este corect modelată?
- prevederile din norme nu sunt suficiente pentru a asigura o comportare corespunzătoare?

Modelarea general acceptată pentru proiectarea curentă a structurilor la acțiuni seismice constă în transformarea acțiunilor dinamice în acțiuni statice echivalente. Pentru a avea răspunsuri la întrebările de mai sus este necesară o analiză detaliată a factorilor dinamici, care influențează comportarea structurilor în zonele seismice.

Miscările dinamice sunt definite de următoarele caracteristici:

- (i) pentru acțiunile seismice:
  - mișcări orizontale și verticale neordonate,
  - accelerații, viteze, deplasări,
  - perioade și frecvențe,
  - durata.
- (ii) pentru răspunsul structurilor:
  - spectre de accelerații, viteze, deplasări,
  - comportarea materialelor la viteze mari,
  - comportarea elementelor la acțiuni ciclice,
  - perioadele proprii ale structurilor,
  - degradarea perioadelor proprii din cauza deformațiilor plastice.



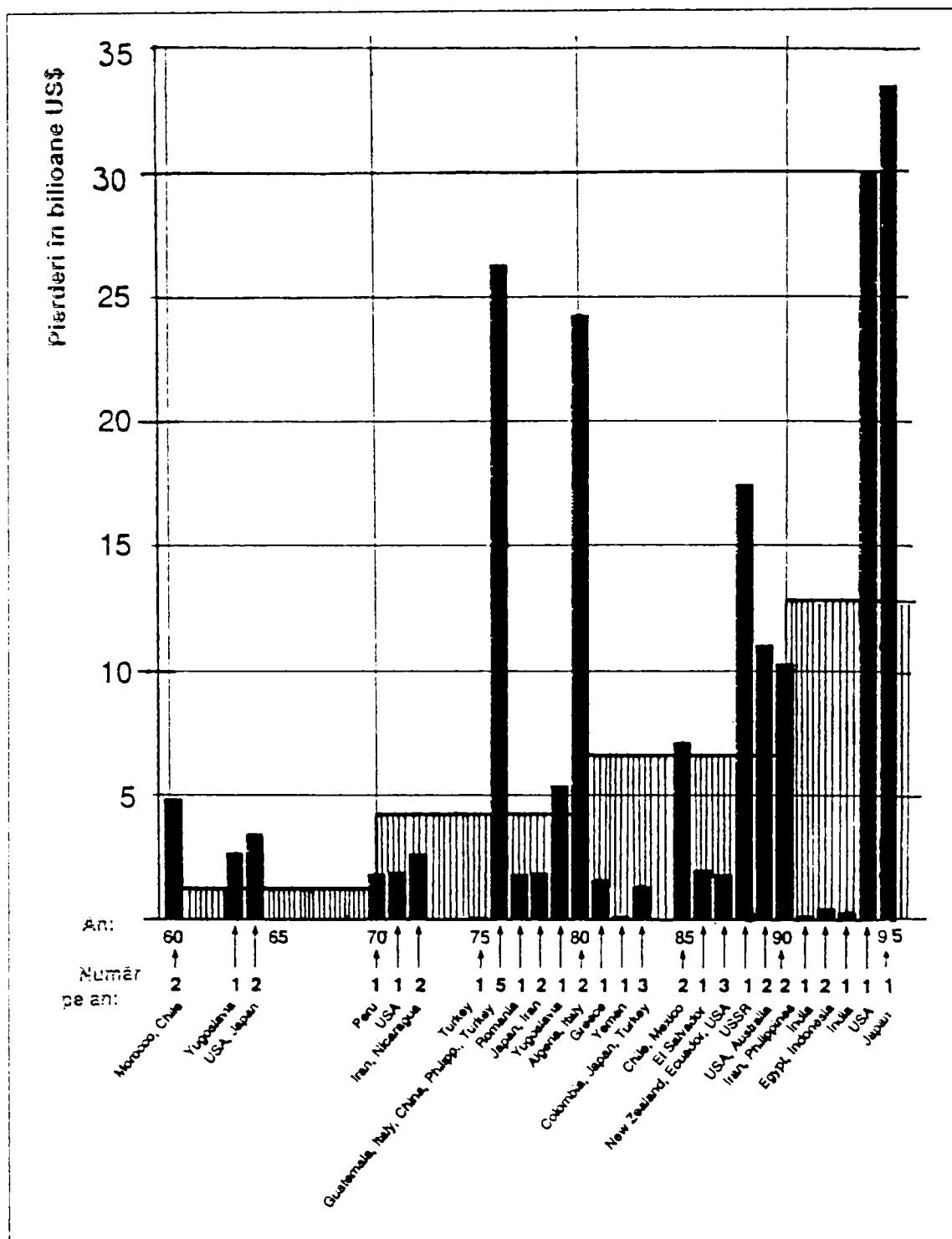


Figura I.1: Cele mai mari dezastre seismice începând cu 1960

Problemele menționate mai sus și modul cum sunt reflectate în normele de proiectare actuale vor fi analizate în cele ce urmează, în vederea semnalării aspectelor modelate necorespunzător, și care ar trebui corectate.

### I.1.2 Progrese în proiectarea antiseismică

În ultimul timp s-au dezvoltat câteva concepții privind asigurarea antiseismică a construcțiilor, care au pus bazele unei metodologii clare de proiectare și execuție.

a) **Concepția generală.** În urma colaborării specialiștilor din domeniile seismologie, geotehnică, arhitectură și teoria structurilor au fost elaborate două direcții principale de activitate:

- elaborarea unei metode conceptuale coerente, care stabilește criteriile de proiectare antiseismică în funcție de cerințele de exploatare și de cele limită;
- generalizarea la nivelul calculului seismic a metodei capacității portante, care definește o procedură coerentă de verificare a rezistenței, rigidității și ductilității structurilor.

b) **Proiectare.** Transferul de cunoștințe acumulate prin cercetare a fost materializat prin:

- elaborarea unor coduri, norme și specificații moderne, corespunzătoare practicii de proiectare în diferite zone geografice, cum sunt EUROCODE 8 pentru Europa, UBC, SEAOC, ATC, NEHRP pentru diferite zone ale Statelor Unite ale Americii, sau SLSDSS pentru Japonia.;
- dezvoltarea unor metode moderne de calcul, utilizând cu precădere programe de calcul performante.

c) **Execuție.** Aceasta a pus în evidență următoarele aspecte:

- controlul calității execuției: examinarea avariilor la ultimele seisme majore au arătat că un control neriguros al calității materialelor și a execuției au constituit cauza principală a majorității avariilor;
- întreținerea, modernizarea, reabilitarea construcțiilor existente trebuie efectuate pe baza unor prescripții clare și de asemenea trebuie urmărite printr-un sistem adecvat de măsuri administrative.

### I.1.3 Obiective de performanță în ingineria seismică

Sinteza comportării structurilor în timpul seismelor devastatoare, și în special a celor din 1985 (Mexico-City), 1989 (Loma Prieta), 1994 (Northridge) și 1995 (Kobe) au schimbat în mare măsură concepția de proiectare. Vechea concepție prevedea numai satisfacerea cerințelor de rezistență în cazul unor seisme puternice, astfel ca să nu se producă pierderi de vieți omenești. Pierderile economice rezultate în urma seismelor menționate au fost extrem de mari, încât chiar și economii bogate cum sunt cele din SUA și Japonia le-au suportat cu mare greutate. De aceea, s-a dezvoltat o metodologie conceptuală care are în vedere mai multe nivele de performanță, bazată pe o filozofie generală de proiectare, VISION 2000. Evoluția concepțiilor privind asigurarea nivelelor de performanță este arătată în figura I.2.

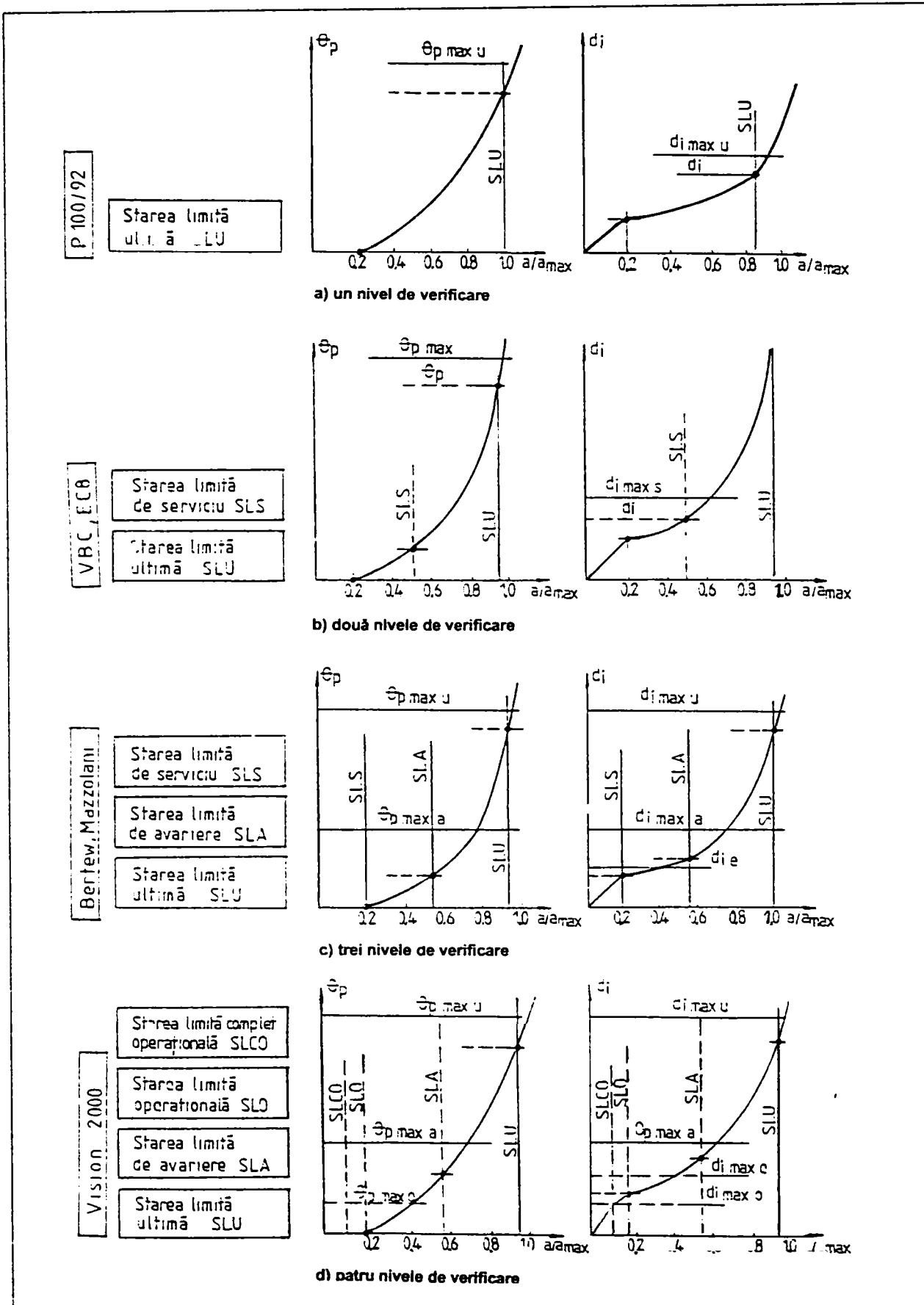


Figura 1.2: Nivele de performanță pentru structuri

a) Un nivel de verificare (Fig.I.2a), la care verificarea se face numai pentru starea limită ultimă (SLU) și are drept obiectiv numai salvarea construcției de prăbușire în cazul unor cutremure puternice, cu frecvență rară. Verificările se referă la:

$$\begin{array}{ll} \text{SLU rotiri plastice:} & \theta_p < \theta_{p \max u} \\ \text{deplasări relative:} & d_i < d_{i \max u} \end{array} \quad (\text{I.1a,b})$$

Acest concept stă la baza verificărilor prevăzute de P100-92 [1.1], dar condiția (1.1b) este greșit formulată, întrucât deplasările limită, luate din literatura de specialitate cu valori corespunzătoare stării limită de serviciu, conduc la condiții greu de satisfăcut în proiectare.

b) Două nivele de verificare (Fig.I.2b), la care verificarea se face la starea limită de serviciu (SLS) și ultimă (SLU), având drept obiectiv reducerea avariilor la seismele cu frecvență mare și salvarea construcției de prăbușire, în cazul seismelor rare. La seismele în starea de serviciu se admit avarii ușoare și deformații plastice reduse ale structurii. Verificările se referă la:

$$\begin{array}{ll} \text{SLS rotiri plastice:} & \text{nedefinite} \\ \text{deplasări relative} & d_i < d_{i \max s} \end{array} \quad (\text{I.2a,b})$$

$$\begin{array}{ll} \text{SLU rotiri plastice:} & \theta_p < \theta_{p \max u} \\ \text{deplasări relative:} & \text{nedefinite} \end{array} \quad (\text{I.2c,d})$$

Acest concept stă la baza normelor EUROCODE 8 [1.2] și UBC [1.3].

c) Trei nivele de verificare (Fig.I.2c), care față de cazul precedent introduce un nivel de verificare suplimentar, starea limită de avarie (SLA), cu scopul limitării avariilor mari la seisme cu frecvență moderată. Pentru seismele cu frecvență mare, care corespund stării limită de serviciu (SLS) nu se admit deformații plastice, structura trebuind să rămână elastică, iar avariile elementelor nestructurale sunt limitate. Verificarea la starea limită ultimă este aceeași ca la cazurile anterioare. Verificările se referă la:

$$\begin{array}{ll} \text{SLS rotiri plastice:} & \theta_p = 0 \\ \text{deplasări relative} & d_i < d_{i e} \end{array} \quad (\text{I.3a,b})$$

$$\begin{array}{ll} \text{SLA rotiri plastice:} & \theta_p < \theta_{p \max a} \\ \text{deplasări relative:} & d_i < d_{i \max a} \end{array} \quad (\text{I.3c,d})$$

$$\begin{array}{ll} \text{SLU rotiri plastice:} & \theta_p < \theta_{p \max u} \\ \text{deplasări relative} & d_i < d_{i \max u} \end{array} \quad (\text{I.3e,f})$$

Metoda a fost propusă de Bertero [1.4] și Mazzolani & Piluso [1.5] și necesită precizarea unor valori limită raționale pentru starea limită de avariere; în [1.4] s-a propus 25% din valorile limită ultime.

d) Patru nivele de verificare (Fig.I.2d), care se referă la: starea limită complet operațională (SLCO), în care nu se admit avarii ale elementelor de structură și ale celor nestructurale; starea limită operațională (SLO), la care structura nu suferă deformații plastice importante, iar elementele nestructurale pot avea avarii limitate; starea limită de avariere (SLA), la care structura poate suferi deformații plastice ce pot fi ușor remediate, iar elementele nestructurale pot fi avariate, dar nu se prăbușesc; starea limită ultimă (SLU), când structura suferă avarii puternice fiind aproape de colaps, dar nu se prăbușește, iar elementele nestructurale sunt avariate puternic. Verificările necesare sunt următoarele:

$$\begin{array}{ll} \text{SLCO} & \text{rotiri plastice: } \theta_p = 0 \\ & \text{deplasări relative: } d_i < d_{i \max e} \end{array} \quad (\text{I.4a,b})$$

$$\begin{array}{ll} \text{SLO} & \text{rotiri plastice: } \theta_p < \theta_{p \max o} \\ & \text{deplasări relative: } d_i < d_{i \max o} \end{array} \quad (\text{I.4c,d})$$

$$\begin{array}{ll} \text{SLA} & \text{rotiri plastice: } \theta_p < \theta_{p \max a} \\ & \text{deplasări relative: } d_i < d_{i \max a} \end{array} \quad (\text{I.4e,f})$$

$$\begin{array}{ll} \text{SLU} & \text{rotiri plastice: } \theta_p < \theta_{p \max u} \\ & \text{deplasări relative: } d_i < d_{i \max u} \end{array} \quad (\text{I.4g,h})$$

Metoda a fost propusă de Bertero [1.6] în cadrul comitetului Vision 2000, care se ocupă de revizuirea normelor americane în urma cutremurelor de la Northridge și Kobe.

O problemă esențială în verificarea la diferite stări limită este legată de definirea accelerațiilor ce corespund fiecărui nivel de verificare. Acestea pot fi determinate în funcție de perioada de revenire acceptată pentru fiecare nivel de verificare. Există următoarele propuneri, funcție de numărul nivelurilor de verificare:

- (i) un nivel - starea limită ultimă (P100-92)      50 – 100 ani
- (ii) două nivele (EC8):
  - starea limită de serviciu      10 ani
  - starea limită ultimă      475 ani
- (iii) trei nivele
  - starea limită de serviciu      10 ani
  - starea limită de avariere      50 ani
  - starea limită ultimă      475 ani
- (iv) patru nivele
  - starea limită complet operațională      43 (10) ani
  - starea limită operatională      72 (20) ani
  - starea limită de avariere      475 (50) ani

- starea limită ultimă

970 (475) ani

Propunerea privind patru nivele de verificare, aparținând lui Bertero [1.6] nu corespunde seismelor cu activitate intensă, cum sunt cele vrâncene. De aceea în paranteză s-au trecut valori mai raționale pentru perioada de revenire a acestor tipuri de cutremure.

În cadrul metodei conceptuale se definește matricea performanțelor (Fig.I.3). Pe orizontală sunt reprezentate cele patru stări limită (complet operațională, operațională, avariere și ultimă), iar pe verticală, frecvența seismelor (frecvente, ocazionale, rare și foarte rare). Diagonala hașurată oblic reprezintă performanțele minime pentru noile structuri proiectate; zona nehașurată reprezintă performanțele ce nu pot fi acceptate, deoarece depășesc obiectivele minime; zona hașurată în cruce corespunde performanțelor majorate de beneficiarul lucrării, în cazul unor obiective cu risc seism zero, de tipul spitalelor, uzinelor electrice, sau centralelor nucleare, la care avariile trebuie să lipsească, ori să fie minime, chiar și în cazul seismelor foarte rare.

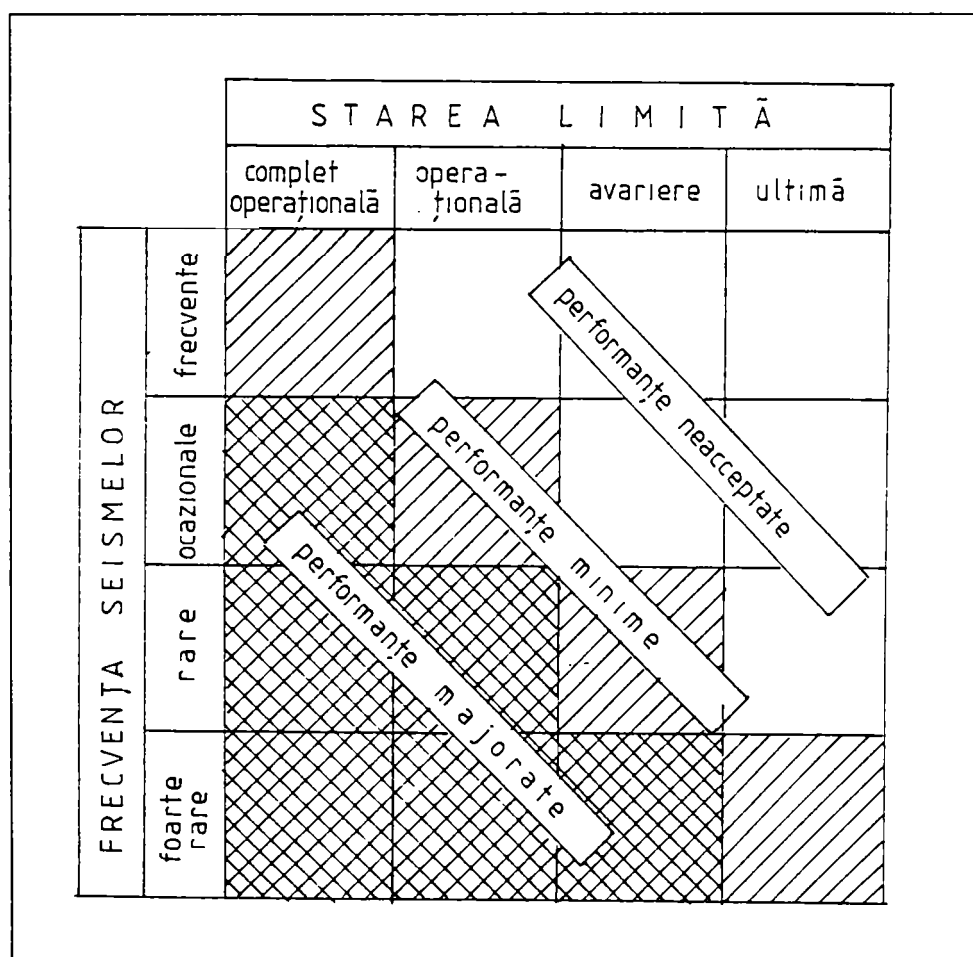


Figura I.3: Matricea performanțelor funcție de frecvența seismelor

### I.1.4 Obiectivele cercetării

Pentru a obține răspunsuri la întrebările prezentate în paragraful I.1.1 trebuie analizate critic următoarele aspecte:

- caracteristicile dinamice ale mișcării terenului;
- caracteristicile dinamice ale oțelului;
- caracteristicile dinamice ale elementelor și îmbinărilor;
- caracteristicile dinamice ale structurilor.

Aceste studii sunt absolut necesare, ținând seama de faptul că o serie de prevederi din codurile de proiectare se bazează pe rezultate obținute în condiții de acțiuni monotone, ele fiind extrapolate la cazul acțiunii seismice. S-a constatat de asemenea că unele prevederi conțin ipoteze care nu corespund situațiilor reale.

## I.2 Caracteristicile dinamice ale terenului

### I.2.1 Factorii care influențează mișcarea dinamică a terenului

Este bine cunoscut că obținerea unor mărimi exacte ale acțiunilor seismice este greu de realizat datorită manifestărilor foarte aleatoare ale fiecărui cutremur în parte. Dar, prin examinarea factorilor care influențează mișcarea pământului pot fi obținute informații suficient de clare pentru practica inginerească.

Mișcarea terenului depinde de următorii parametri (Fig.I.4):

- a) **Sursa**, caracterizată de următorii factori:
  - mecanism,
  - magnitudinea mișcării,
  - adâncimea focarului.
- b) **Propagarea**, caracterizată de următorii factori:
  - condițiile de teren,
  - atenuarea mișcării,
  - creșterea duratei.
- c) **Situl afectat**, caracterizat de următorii factori:
  - distanța față de sursă,
  - legea de atenuare,
  - stratificația terenului.

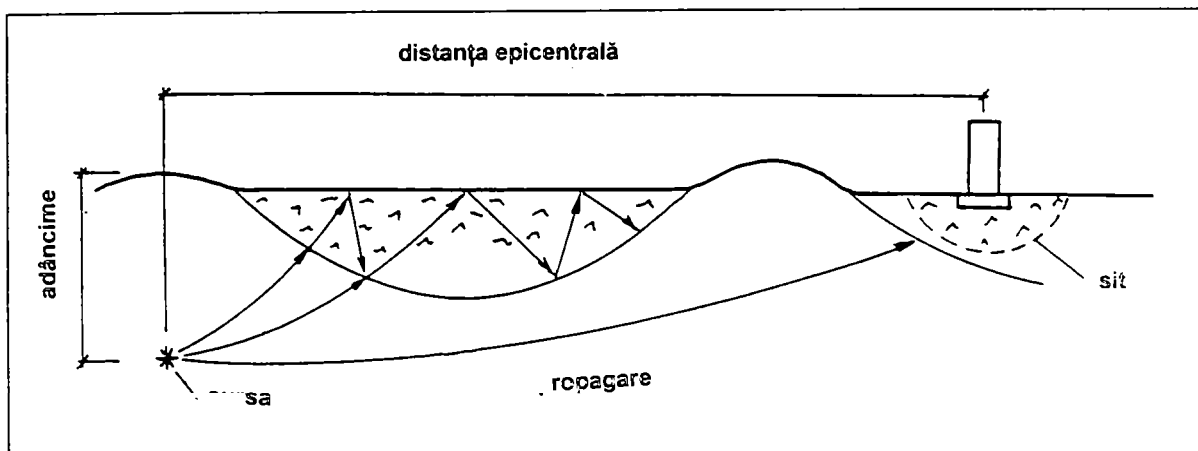


Figura I.4: Factorii care influențează mișcarea terenului

## I.2.2 Caracteristicile dinamice ale sursei

Există două tipuri principale de **mecanisme** ale cutremurelor (Fig.I.5) [I.7]:

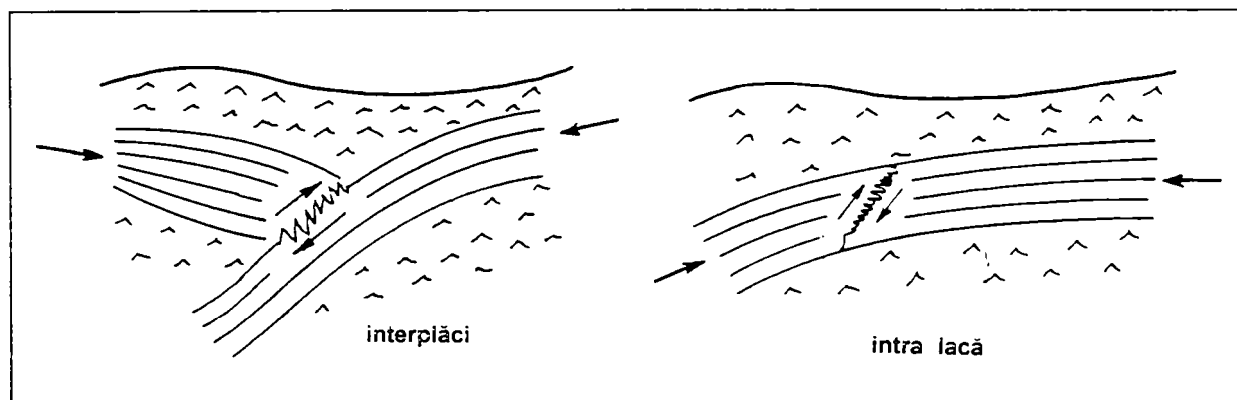


Figura I.5: Tipuri de mecanisme ale cutremurelor

- mecanisme interplăci, care se produc prin mișcare bruscă la interfața a două plăci adiacente, fiind cele mai frecvente în natură. Ele se pot produce atât la adâncime cât și la suprafață. Sunt caracterizate de accelerații mari, perioade lungi (circa 60 sec), afectează zone foarte întinse, manifestându-se pe raze de sute de km, funcție de condițiile terenului pe care le traversează undele. Deoarece frecvențele înalte ale mișcărilor terenului se amortizează mult mai repede decât frecvențele joase, la siturile departe de sursă predomină perioadele lungi, la cele apropiate sunt caracteristice perioadele scurte. Cele mai cunoscute cutremure de acest tip sunt cele din California, cele japoneze și neozelandeze; cutremurele vrâncene se încadrează de asemenea în acest tip de mișcare.
- mecanisme intraplăci, care se produc în faliile din interiorul aceleiași plăci tectonice. Ele se caracterizează prin lunecări mai reduse decât la seismele interplăci, din cauză că faliile sunt mai scurte. Magnitudinile sunt mai mici, dar pot fi distructive,



perioadele de revenire mai scurte, duratele mai mici și aria de influență mai redusă, iar mișcarea, datorită perioadelor mai scurte este caracterizată de un număr redus de vârfuri de accelerație; de aceea aceste mișcări sunt legate de seismele aproape de sursă. Cutremure de acest tip se produc în zonele estice ale SUA, în Canada, majoritatea seismelor europene (exceptând unele surse din România și Grecia), Australia, Egipt, Iran, India, China; seismele bătănești se încadrează în acest tip de mișcare.

În figura I.6 sunt prezentate spectrele elastice precum și spectrele de calcul utilizate în EC8 și UBC [1.2], [1.3]. Se observă diferențele mari între spectrele inter- și intraplăci. Astfel, în domeniul perioadelor mici,  $T < 0.3$ , amplificările sunt mult mai mari la cutremurele intraplăci. La perioade medii ( $0.3 < T < 1.0$ ) și lungi ( $T > 1.0$ ), valorile accelerogramelor seismelor intraplăci sunt mult mai mici. De asemenea se observă că atenuarea este mult mai pronunțată la seismele intraplăci față de cele interplăci.

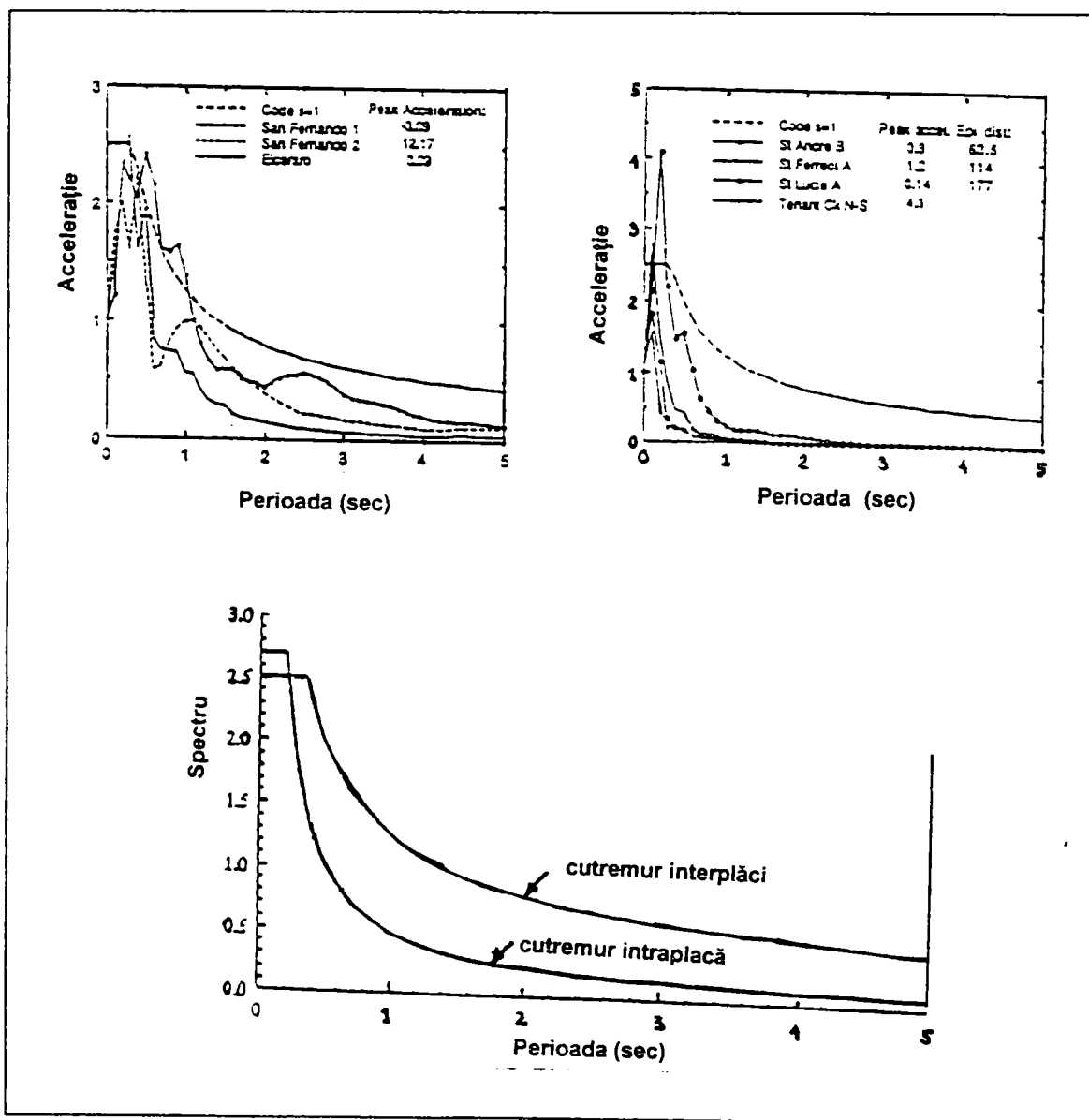


Figura I.6: Spectre elastice pentru seisme interplăci și intraplăci

**Magnitudinea cutremurului** se determină pentru a arăta puterea mișcării pământului. UBC [1.3] propune o clasificare a surselor în raport cu magnitudinea, după cum urmează:

- tip A: falii capabile de a produce magnitudini mari ( $M \geq 7.0$ ) și cu frecvență mare a activității seismice;
- tip B: toate faliile, altele decât tipul A sau C, cu magnitudine ( $6.5 < M < 7.0$ );
- tip C: falii, care nu produc cutremure de magnitudine mare ( $M < 6.5$ ) și a căror frecvență este rară.

Pe baza unui fond de date culese pe teritoriul Europei și a zonelor înconjurătoare (inclusiv Asia Mică) [1.8] în care s-au înregistrat peste 700 evenimente seismice s-a construit distribuția statistică din figura I.7. Se constată că marea majoritate a cutremurelor europene se încadrează în intervalul de magnitudine 4.5 – 6, indicând o activitate seismică moderată. Acest interval de magnitudini corespunde și la seismele bănățene; cutremurele de tip Vrancea sunt rare în Europa. Se poate considera de aceea că multe din rezultatele obținute în diferite alte zone europene pot fi utilizate și pentru zona seismogenă Banat, iar diferențierea zonelor în funcție de tipul seismului este absolut necesară în normativul de proiectare P100 din țara noastră.

Nu numai magnitudinea, dar și vârful de accelerație este important pentru analiza activității seismice. S-a propus de aceea o clasificare a cutremurelor funcție de vârful de accelerație [1.5]:

- seismicitate redusă  $a_g = 0.15g$
- seismicitate moderată  $a_g = 0.25g$
- seismicitate mare  $a_g = 0.35g$  (g – accelerația gravitațională în  $m/s^2$ )

În ce privește **adâncimea focarului** s-a constatat că cele mai frecvente evenimente din Europa și zonele adiacente se încadrează între 0 și 20 km, fiind cutremure de suprafață (Fig.I.7). După [1.8] clasificarea cutremurelor funcție de adâncimea focarului este următoarea:

- cutremure de suprafață: 0-25 km
- cutremure crustale până la 70 km
- cutremure intermediare până la 300 km
- cutremure profunde peste 300 km.

Încadrarea cutremurelor în unul din aceste tipuri este foarte importantă, deoarece cutremurele intermediare și profunde pot produce evenimente importante în regiuni situate la mare distanță față de epicentru. În schimb, efectul cutremurelor de suprafață și crustale este limitat la distanțe mici în jurul epicentrului. În general, în cazul acestor cutremure avariile importante ale structurilor se concentrează pe direcția perpendiculară liniei de falie.

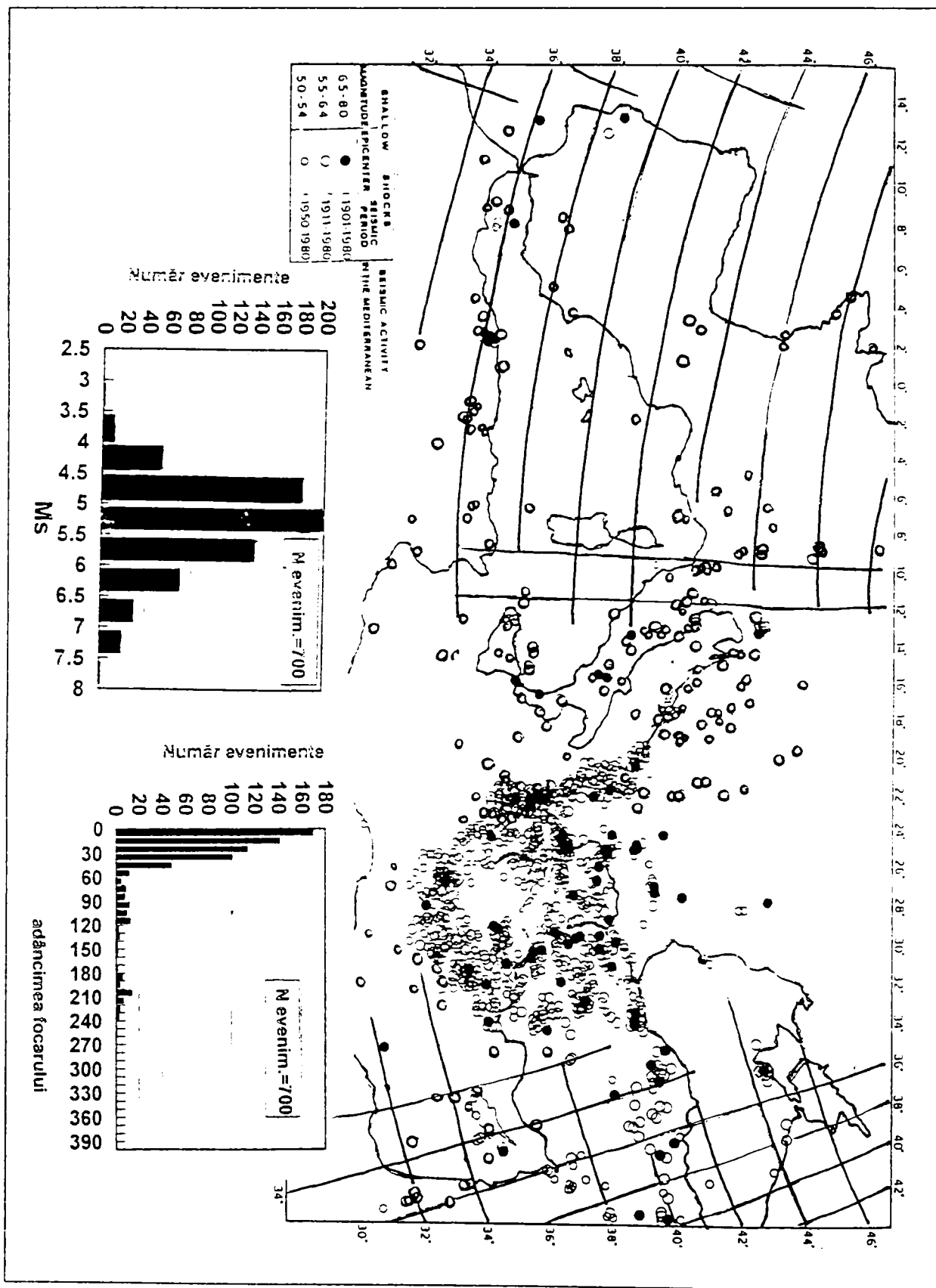


Figura I.7: Cutremurele din aria mediteraneană

### I.2.3 Propagarea undelor seismice

**Condițiile de teren** care influențează efectul undelor seismice sunt determinate de natura geologică și geotehnică a terenului parcurs. Se cunoaște din literatură că din focar pornesc undele P, caracterizate de vibrații longitudinale cu viteze mari și frecvențe înalte, undele S, caracterizate de vibrații transversale, cu viteze mai mici și frecvențe mai joase și unde de suprafață, cu mișcare transversală, vibrații și viteze care depind de natura terenului. Perioadele undelor S sunt de (1.3-1.5) ori mai mari decât cele ale undelor P, iar vitezele de propagare (30-60)% din cele ale undelor P. Din această cauză, primele care ajung la un obiectiv sunt undele P, urmate de undele S și apoi reflectări ale acestora, PP sau SS, ca și undele de suprafață. Perioadele dominante pentru diferite terenuri [1.9] sunt:

- structuri consistente, consolidate de tipul rocilor	<0.3 sec
- depozite aluvionare consolidate, compacte, de mică grosime	0.3...0.5 sec
- depozite aluvionare consolidate, compacte, de mare grosime	0.3...0.7 sec
- depozite aluvionare-sedimentare, slab consolidate, de grosime intermediară	0.5...1.0 sec
- depozite aluvionare-sedimentare, slab consolidate, de grosime mare	0.8...1.6 sec
- depozite sedimentare moi, saturate și umpluturi	1.5...3.0 sec

Undele P având perioade mai mici de 0.3 sec nu sunt afectate de caracteristicile terenului, ci numai de grosimea stratului (adâncimea focarului), în schimb undele S sunt puternic afectate de straturile de teren pe care le parcurg.

**Atenuarea mișcării seismice** relevă importanța distanței sursă-structură (Fig.I.8): cu cât distanța față de sursă crește, cu atât și atenuarea este mai importantă [1.10].

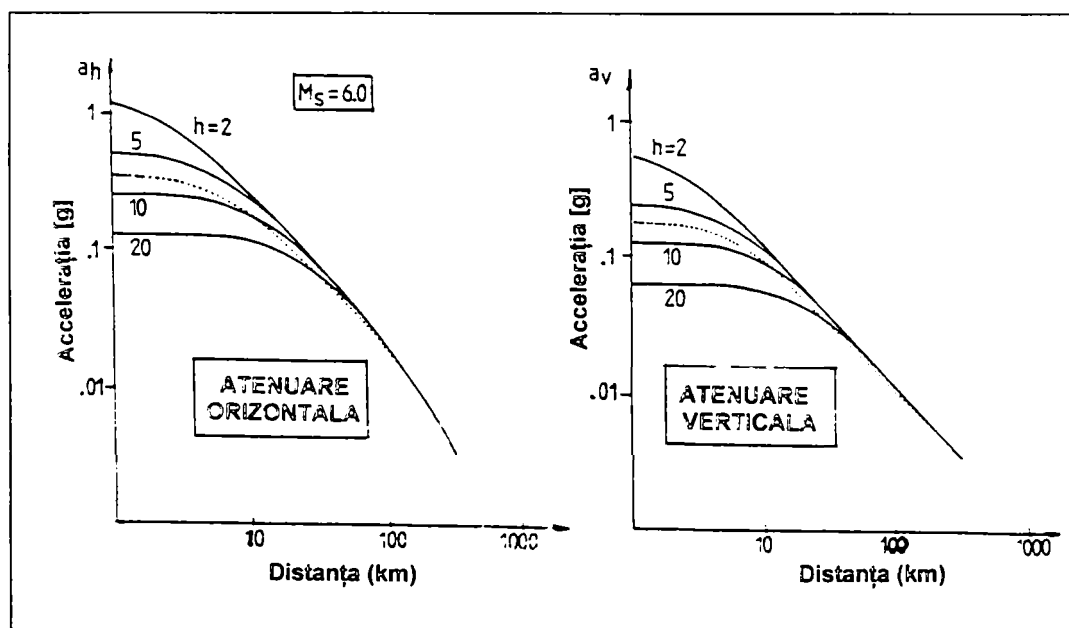


Figura I.8: Atenuarea mișcării terenului

**Creșterea duratei** este influențată de condițiile terenului parcurs. În general se constată că mărirea duratei este proporțională cu distanța epicentrală: durata este mai scurtă lângă sursă și crește odată cu mărirea distanței față de aceasta.

#### I.2.4 Caracteristicile dinamice ale sitului

În funcție de **distanța față de sursă** se disting trei tipuri de acțiuni seismice (Fig.I.9):

- zona de lângă sursă, care este convențional delimitată de o rază egală cu adâncimea sursei (5-30 km), caracterizată de efectul predominant al undelor P, cu mișcări și viteze mari pe verticală;
- zona intermediară, situată la distanțe între 30-100 km față de sursă, la care atât undele P cât și S au o mare influență și se suprapun;
- zona departe de sursă, situată la distanțe peste 100 km, la care caracteristicile sunt undele S, undele P având influență mică.

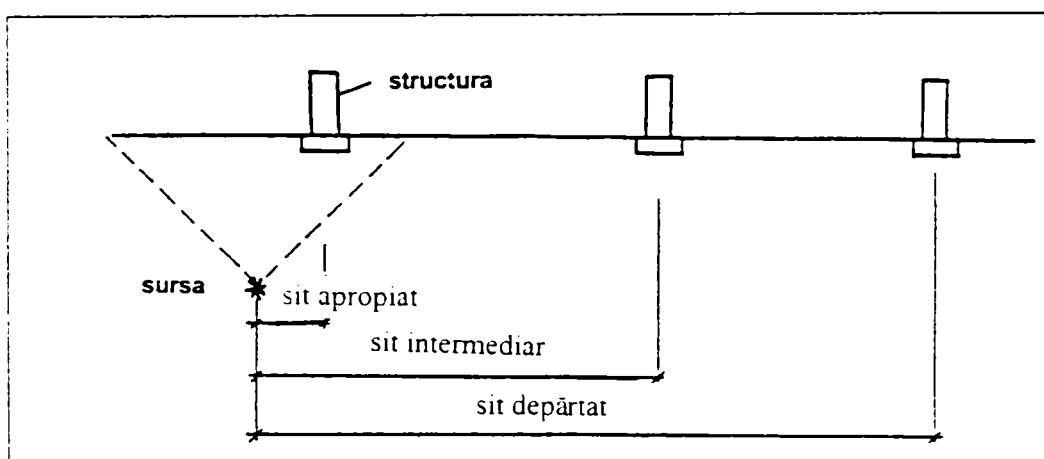


Figura I.9: Tipuri de acțiuni seismice

În trecutul nu prea îndepărtat nu existau înregistrări în zona aproape de sursă, așa că la baza elaborării concepțiilor de calcul au stat numai informațiile culese din înregistrările departe de sursă, ceea ce de multe ori a introdus ipoteze nereale privind comportarea structurilor. În ultimul timp însă, după instalarea unei rețele dense în zonele potențial seismice, în special în SUA și în Japonia, ca și producerea unor cutremure puternice în zonele cu aceste rețele (Loma Prieta 1989, Northridge 1994, Kobe 1995) s-au obținut informații extrem de valoroase privind acțiunile seismice de lângă sursă.

În figura I.10 sunt prezentate 4 înregistrări efectuate la distanțe de 10 până la 30 km față de epicentrul Northridge. Se constată variații extrem de mari între aceste înregistrări, accelerațiile fiind cu atât mai mari cu cât crește distanța față de sursă [I.11]. Din alura accelerogramelor se observă deasemenea că ele sunt compuse din puține vârfuri, arătând că aproape de sursă, acțiunea seismică este de tip impuls, având un număr redus de impulsuri.

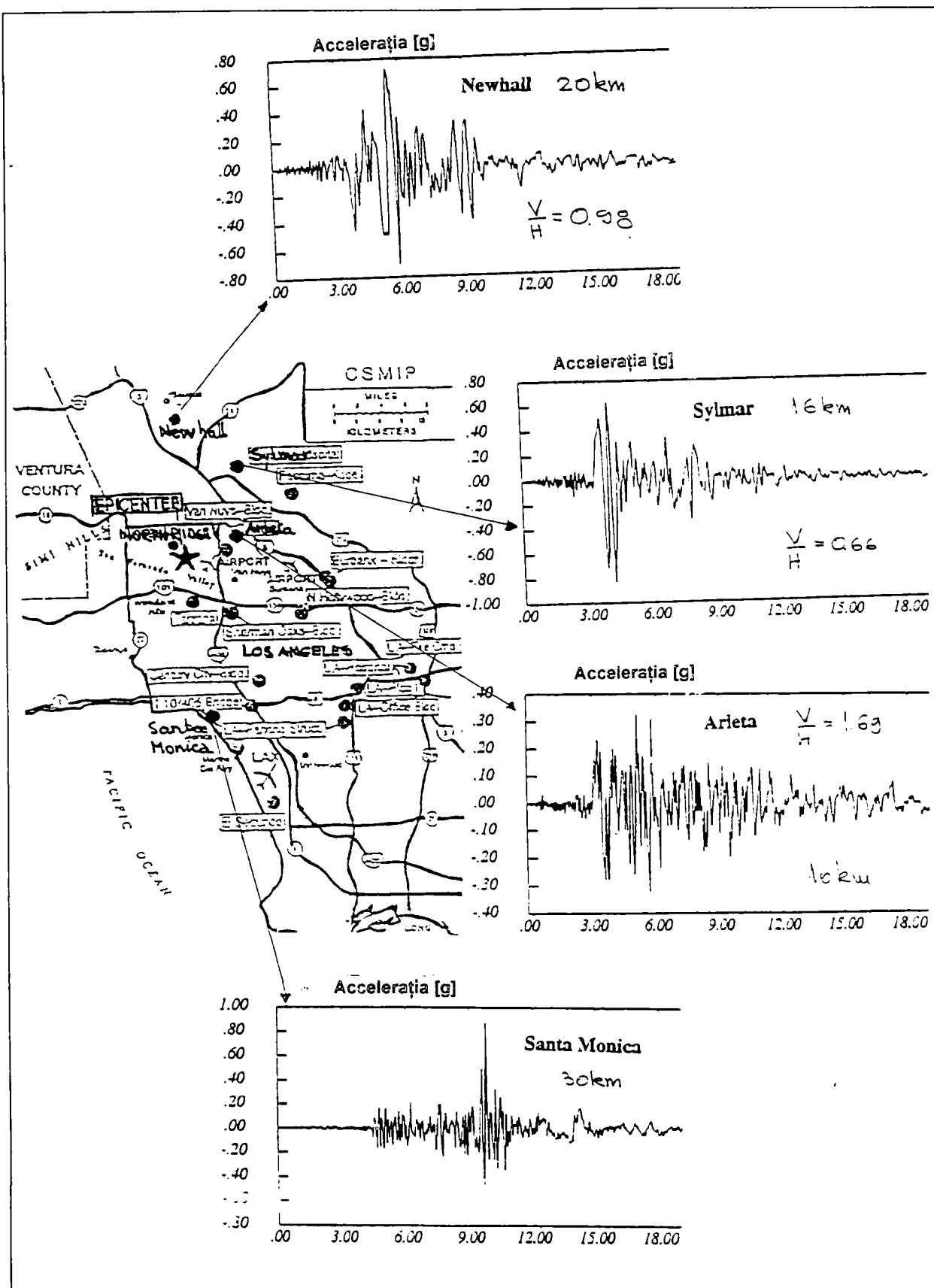


Figura I.10: Inregistrări la cutremurul Northridge, 1994

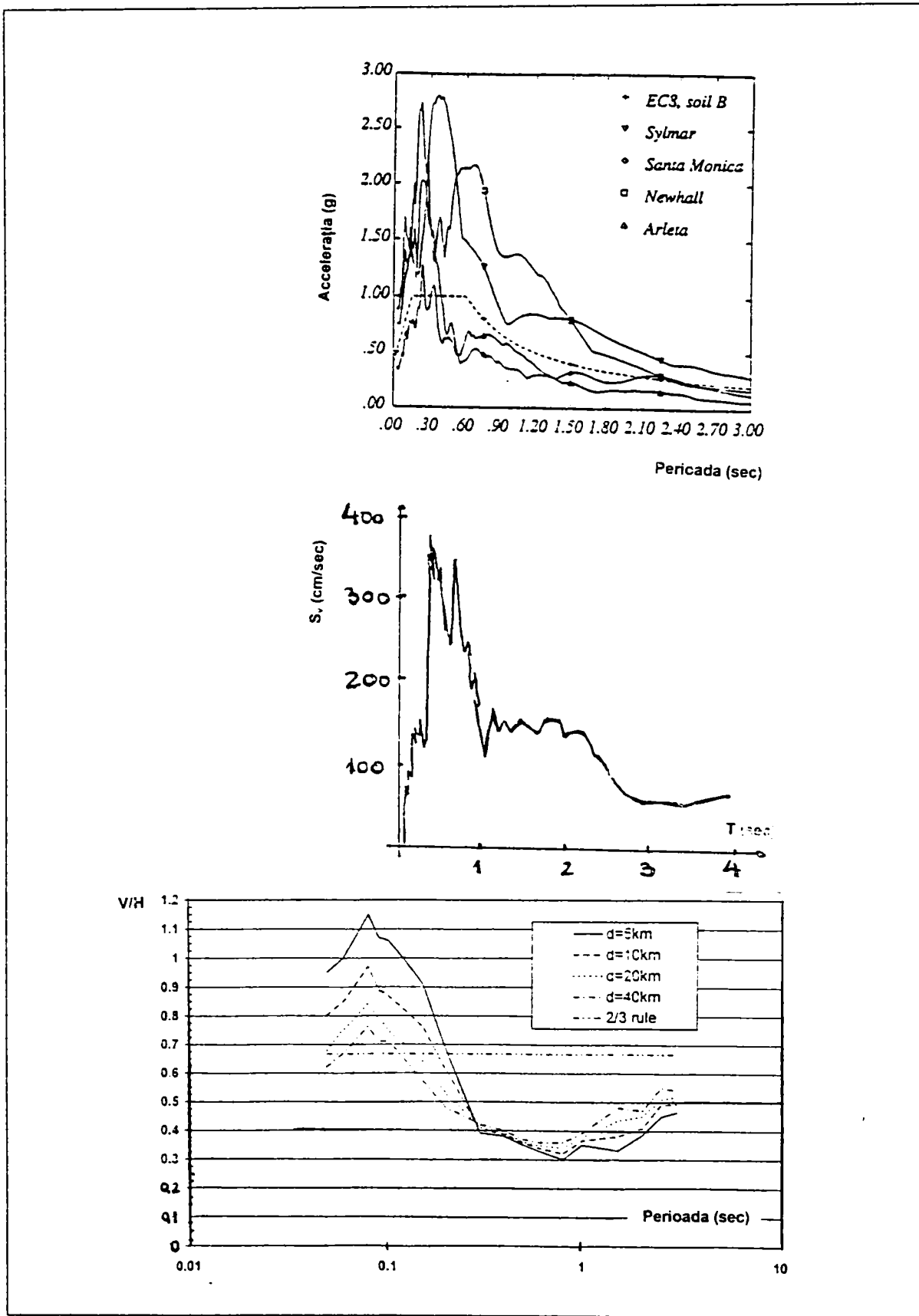


Figura I.11: Spectre ale cutremurului Northridge, 1994

Din analiza spectrelor de accelerații (Fig I.11a) se observă că acestea au vârfuri importante în zona perioadelor reduse, care depășesc cu mult valorile prevăzute de EC8.

Spectrele de viteză indică valori extrem de mari (până la 350 cm/sec) pentru perioade scurte ( $T < 1.0$  sec), care depășesc de 3 până la 10 ori vitezele înregistrate la distanțe mari față de sursă (Fig.I.11b).

Raportul spectral al componentelor verticală/orizontală a mișcării seismice este prezentat în figura I.11c. Se constată că în domeniul perioadelor mici și a magnitudinilor mari, componentele verticale sunt mai importante decât cele orizontale, aspect cu totul nou față de ceea ce se știa până la aceste evenimente.

Inregistrări similare sunt valabile și pentru cutremurul Kobe, care a afectat o zonă intens locuită. Se constată caracterul de impuls al cutremurului (Fig.I.12), cu puține vârfuri și cu raportul componentelor verticală/orizontală de 63% la o înregistrare situată la 20 km față de epicentru.

Ca și în cazul cutremurului Northridge, vitezele sunt extrem de mari, până la 350 cm/sec la perioade  $T < 1.0$  sec, respectiv 250 cm/sec pentru  $1 < T < 2$  sec. Vitezele componentelor verticale depășesc vitezele componentelor orizontale, în special în domeniul frecvențelor mari.

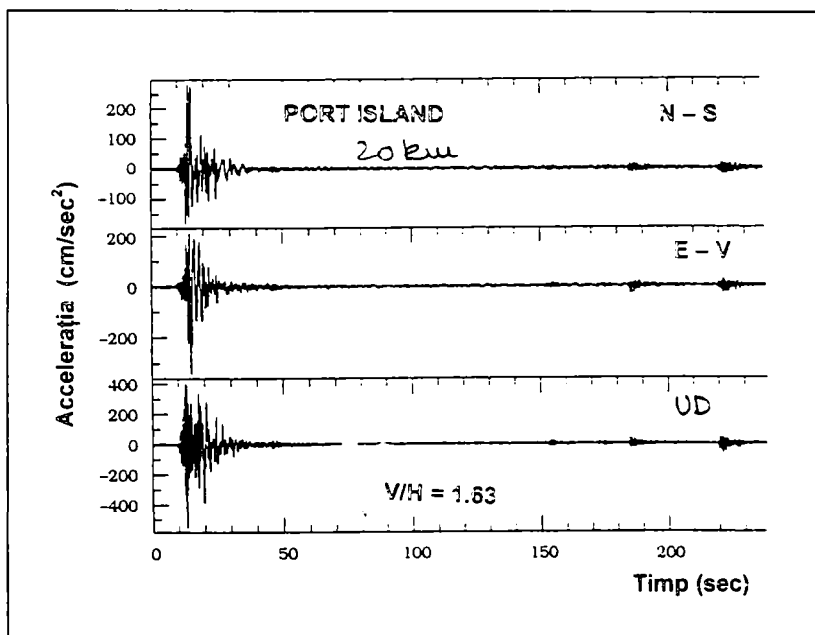


Figura I.12: Inregistrări la cutremurul Kobe, 1995

**Legea de atenuare** depinde de tipul de seism (de adâncime sau de suprafață). În cazul cutremurelor de adâncime, variația accelerațiilor orizontale nu este foarte mare pe o rază aproximativ egală cu adâncimea sursei. Reducerea este importantă pe măsură ce distanța față de epicentru crește, scăzând la circa 20% pentru distanțe de peste 300 km, dar zonele afectate sunt în consecință foarte mari. În cazul cutremurelor de suprafață, accelerațiile



orizontale se reduc mult mai repede, scăzând la 20% pentru distanțe epicentrale de 50 km, iar zonele afectate sunt distribuite în jurul epicentrului.

Atenuarea raportului dintre componentele verticale și orizontale funcție de distanța epicentrală este prezentat în figura I.13 [1.12]. Se constată că acest raport depinde de distanța față de sursă și de magnitudinea cutremurului. Prevederile EC8 [1.3] acoperă raportul relativ bine în zona intermediară, în schimb, pentru zonele aproape de sursă ele sunt descoperite, iar în zonele departe de sursă, dimpotrivă, prea acoperitoare.

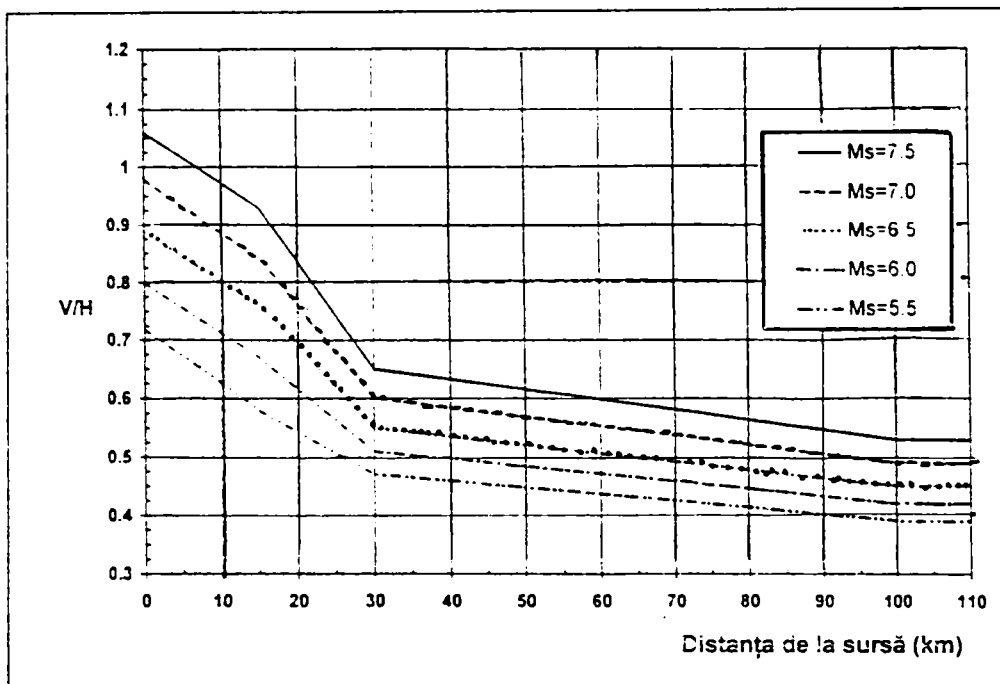


Figura I.13: Atenuarea raportului V/H funcție de distanța epicentrală

**Stratificația terenului** este un factor deosebit de important, care poate amplifica sau atenua mișcarea seismică; din păcate el este complet neglijat în normativul P100-92 [1.1].

Un exemplu semnificativ este cel al seismului mexican din 1985. Epicentrul s-a aflat la marginea uscatului, la circa 400 km de orașul Mexico City și a avut o perioadă de vibrație de circa  $T \cong 0.5$  sec (Fig. I.14). Mișcarea seismică a ajuns în zona orașului Mexico City cu atenuare normală, accelerația maximă fiind sub  $0.1g$  în zona terenului stabil (rocă). În schimb, într-o zonă cu teren slab, mișcarea seismică s-a modificat total, având perioade proprii dominante de circa 2 sec, accelerațiile amplificându-se de 3 până la 10 ori față de terenul stabil. Accelerația pentru perioada  $T=2.0$  sec a fost practic egală cu cea din epicentru, cu toate că distanța până la acesta era de circa 400 km.

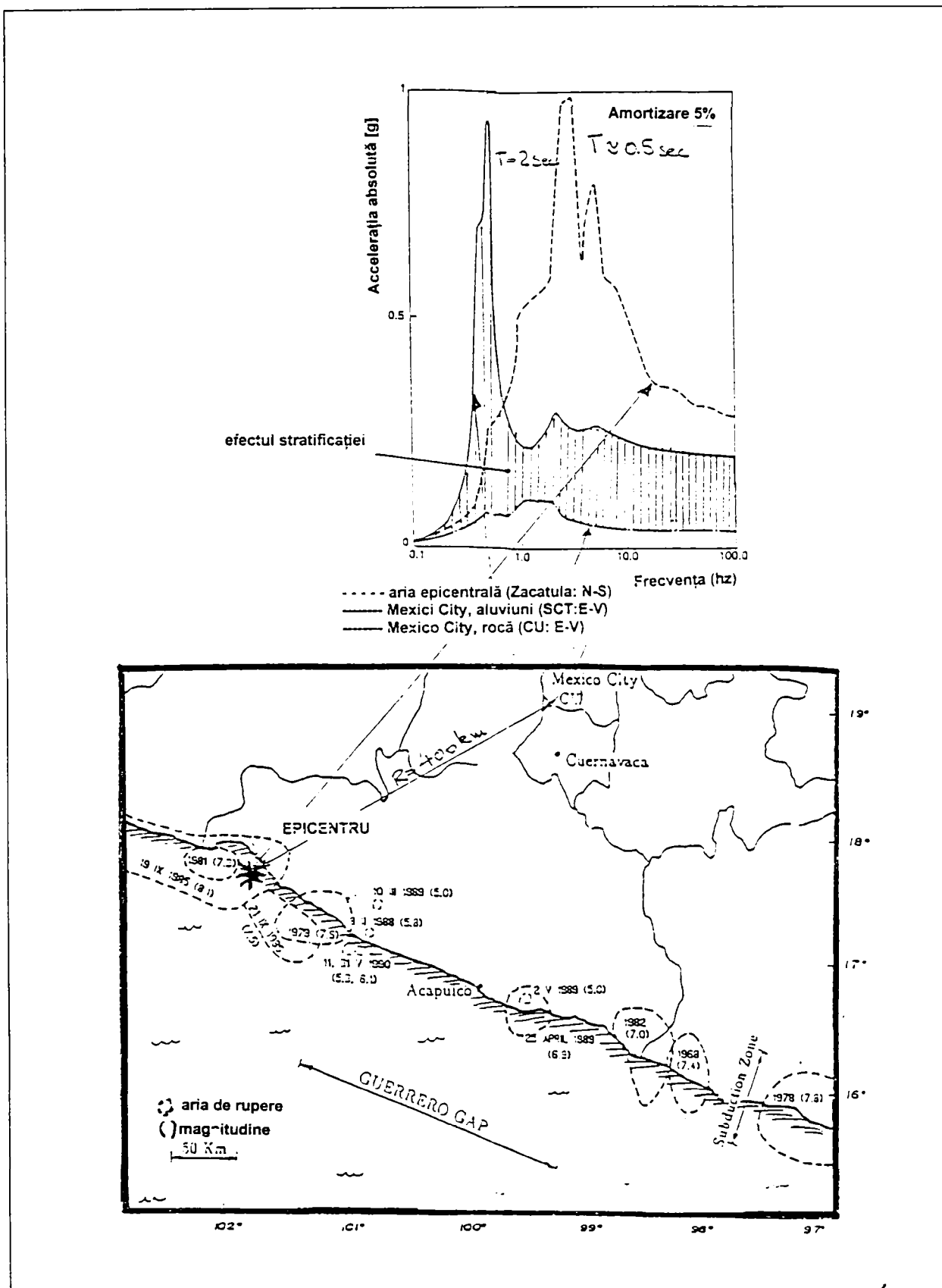


Figura I.14: Cutremurul din Mexico City, 1985

Un exemplu similar este cel al cutremurului vrâncean din 1977, care la București s-a manifestat cu deosebită putere, chiar și la o distanță relativ mare față de epicentru. Deoarece la acea dată a existat doar o singură înregistrare în București (amplasamentul INCERC București, din șos. Pantelimon) s-a creat falsa impresie că seismul vrancean este caracterizat de perioade lungi ( $T \cong 1.5$  sec) în totalitate. Ca urmare, această concluzie s-a generalizat pentru întreaga zonă afectată de seismele vrâncene, și parțial, chiar și în zonele afectate de seismele locale. Mișcările seismice ulterioare, cum au fost cele din 1986 și 1990 au modificat acest punct de vedere, deoarece între timp s-a instalat o rețea de înregistrare și în alte puncte. În figura I.15 sunt prezentate spectrele de accelerație obținute din înregistrările făcute pe amplasamentele INCERC București și EREN.

Cercetările geologice ulterioare au detectat un depozit aluvionar de argile slab consolidate, în grosime de circa 26 m în zona INCERC, care a produs modificarea perioadei proprii a terenului la  $T = 1.5$  sec, amplificând mișcarea seismică la această perioadă; în zona EREN grosimea acestui strat nu depășește grosimea de 8.7 m.

O concluzie evidentă a acestor constatări este faptul că normativul P100 trebuie să conțină și factorii de amplificare ai terenului pentru situl considerat. O propunere ar fi construirea unui spectru de bază, așa cum există și în normativul actual, dar cu introducerea unor majorări corespunzătoare în zonele cu terenuri slabe.

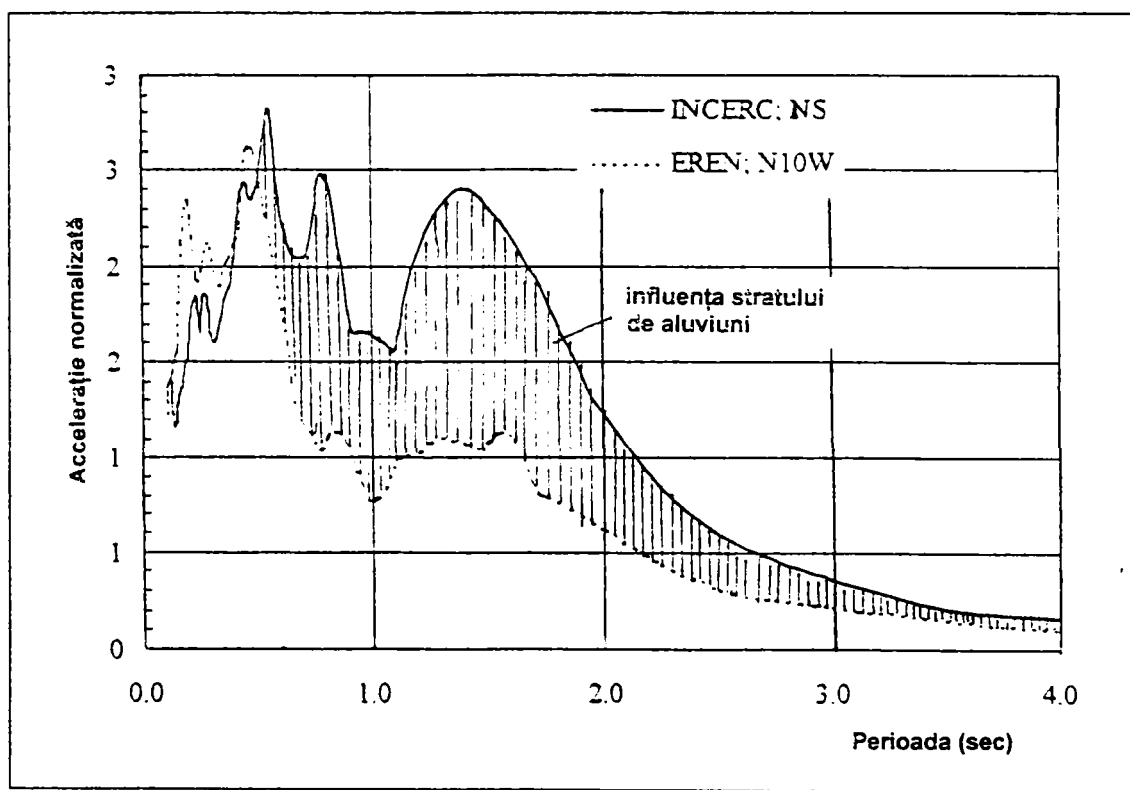


Figura I.15: Spectre de accelerații absolute pentru zona INCERC și EREN din București

### I.3 Caracteristicile dinamice ale oțelului

În ceea ce privește materialul din structurile metalice este acceptată în general ideea că oțelul obișnuit de construcții este un material ductil, variația între anumite limite ale caracteristicilor mecanice neconducând la modificări importante ale ductilității elementelor și a structurii în ansamblu. Problema este tratată global, poate într-o anumită măsură acceptată cu prea mare siguranță, în unele cazuri nefiind suficient clarificată relația dintre material și comportarea elasto-plastică a structurii.

Problemele care se pun la nivelul materialului și care constituie preocupări intense în cercetările recente, în special în urma evenimentelor severe din SUA și Japonia sunt:

- influența variației limitei de curgere;
- capacitatea de deformare a diverselor calități de oțel;
- sensibilitatea oțelului la creșterea ratei de deformare;
- caracteristicile de deformabilitate ale oțelului
- oboseala la un număr redus de cicluri;
- ruperea fragilă.

#### I.3.1 Influența variației limitei de curgere

Producătorii de oțel garantează în general limita de curgere inferioară, dar nu specifică valorile maxime ale acesteia. Aceasta conduce la un domeniu foarte larg de variație a limitei de curgere reale, în comparație cu valorile considerate în proiectare.

Creșterea limitei de curgere raportată la un criteriu de stări limită ultime, care sunt independente de curgere, conduce în mod direct la reducerea ductilității. Datorită variabilității proprietăților materialului și implicit a parametrilor răspunsului acestuia se dovedește necesară introducerea unei analize statistice la stabilirea necesităților de ductilitate ale secțiunilor din oțel.

După definirea factorului  $q$  ( $\psi=1/q$ , conform P100), EC8 [1.2] precizează măsuri specifice în scopul asigurării unei comportări ductile generale. Aceste măsuri se aliniază la conceptul general al normei, de a obține o ierarhizare a rezistenței diferitelor componente structurale, necesară pentru realizarea configurației elementelor disipative. Proprietățile materialului sunt foarte importante pentru atingerea acestui scop, iar EC8 precizează în paragraful “Controlul proiectării și construcției” din Partea 1.3, punctul 3.7, cerințele specifice ce urmează să fie respectate:

- în faza de proiectare se indică valoarea maximă a limitei de curgere pentru zonele disipative din structură;
- în execuție trebuie să existe asigurarea că valoarea reală a limitei de curgere nu depășește cu mai mult de 10% valoarea de calcul ( $f_y$ );
- în faza de execuție trebuie să existe asigurarea că distribuția limitei de curgere în structură nu diferă substanțial de distribuția considerată în proiectare. Această condiție este satisfăcută dacă:

$$(\max r_i - \min r_i) \leq 0.20; \quad r_i = f_{y_{ri}} / f_{y_i} \quad (I.5)$$

în care:  $f_{y,ri}$  este limita de curgere reală, iar  $f_{y,i}$ , limita de curgere considerată în proiectare pentru elementul respectiv.

- prin respectare ecuației de mai sus există asigurarea că nu se produc modificări ale structurii, care să antreneze majorări sau diminuări ale rigidității sau rezistenței, cu mai mult de 10% față de valorile considerate în calculele de dimensionare.

Aceste prevederi formulate în EC8 [1.2] au avut în vedere atingerea a două obiective:

- realizarea efectivă a unei comportări locale ductile;
- realizarea efectivă a unui mecanism global ductil al structurii, împiedicând slăbirea acesteia printr-un mecanism de etaj.

Diferite studii parametrice și experimentale s-au ocupat de variația limitei de curgere și efectele acesteia asupra comportării structurilor supuse la solicitări seismice. Cercetările se bazează în mare măsură pe prelucrări statistice, având ca dată de intrare distribuția limitei de curgere în elementele structurii.

Kawamura și Kato [1.13] analizează din punct de vedere statistic un cadru cu 3 deschideri și 6 niveluri, dimensionat conform principiului stâlp puternic-grindă slabă și arată că variația limitei de curgere provoacă un risc extrem de mare în formarea mecanismului de cedare locală, atât la solicitări statice cât și seismice.

Mazzolani și colectivul său [1.14], [1.15] studiază o problemă similară prin investigarea unei structuri în cadre, cu 3 deschideri și 5 niveluri, dimensionate conform conceptului de cel mai favorabil mecanism de colaps global. Intre parametrii considerați autorii includ grosimea de placă și factorul  $q$ . Studiile privind variația statistică a oțelurilor de construcții raportată la ductilitatea structurii arată că o creștere a coeficientului de variație a limitei de curgere conduce la degradarea considerabilă a rezistenței ultime. S-au colectat date referitoare la diferite calități de oțel ale profilelor laminate, pornind de la certificatele de calitate furnizate de producători. Variabilele aleatoare analizate au fost limita de curgere,  $f_y$ , rezistența la rupere prin tracțiune  $f_u$  și raportul  $f_y/f_u$  (denumit în literatură ca indice de curgere) pentru mărcile Fe 360, Fe 430 și Fe 510. În figura I.16 se exemplifică influența grosimii asupra variabilelor analizate pentru oțelul Fe 360. Se constată efectul important al influenței grosimii asupra variației limitei de curgere, în timp ce față de rezistența ultimă, variabilele sunt statistic independente – coeficientul de corelare  $r$  fiind aproape de zero.

Respectând conceptul global din EC8, privind dirijarea zonelor disipative la capetele grinzilor cadrului se poate întâmpla ca variația limitei de curgere reale, față de cea considerată la dimensionare să conducă la un tip de cedare nedorit. Astfel, elementul considerat puternic (stâlpul) poate fi slăbit defavorabil, în timp ce elementul considerat slab (grinda) poate atinge o rezistență mai mare. Această situație poate fi remediată imediat, dacă la dimensionare s-ar adopta valori diferențiate ale limitei de curgere, și anume  $f_{y5}$  (fracțiunea de 5%) pentru elementul puternic, respectiv  $f_{y95}$  (fracțiunea de 95%) pentru elementul slab.

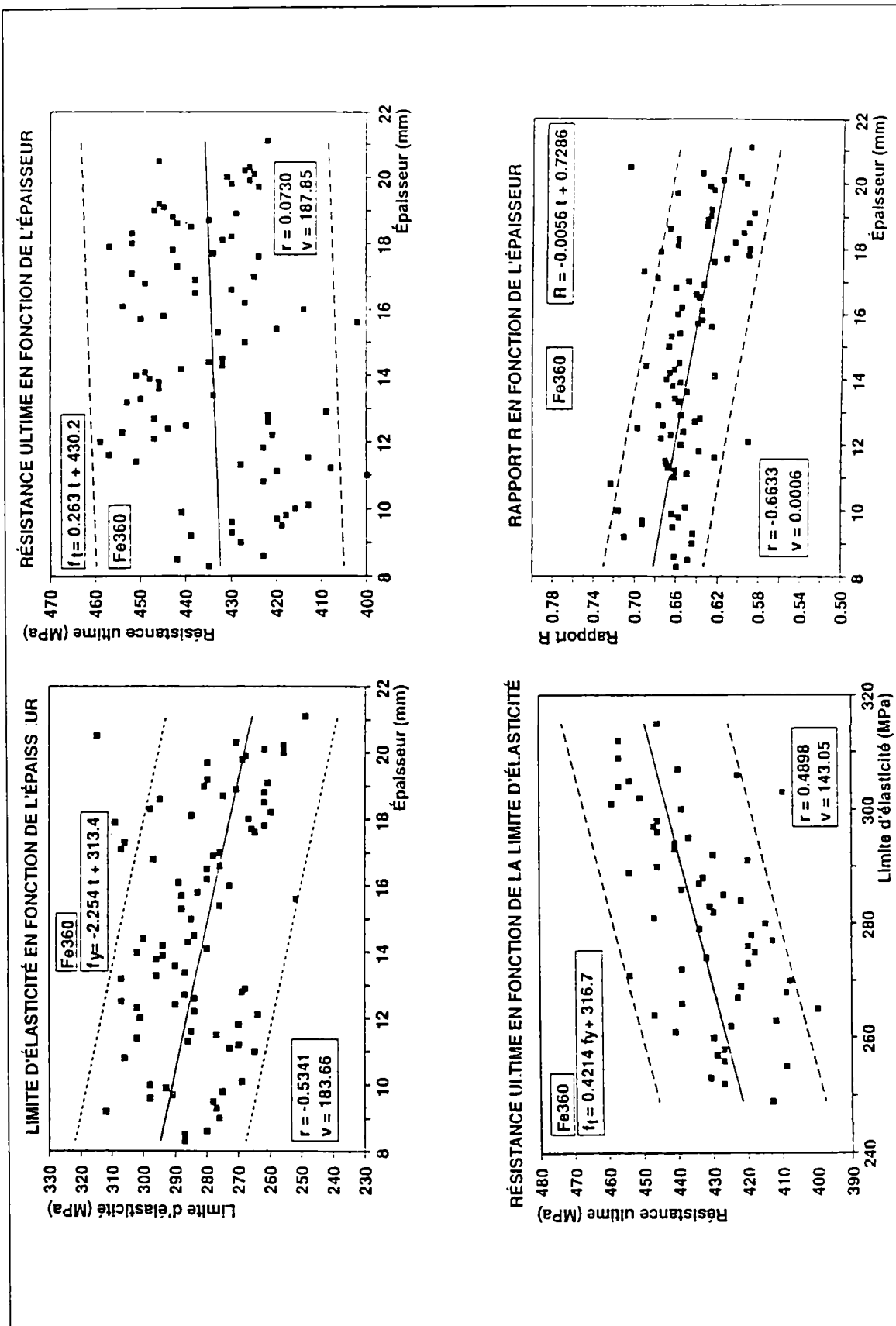


Figura I.16: Variația statistică a limitei de curgere la oțelul Fe 360 [1.14]

Acest mod de abordare este și în spiritul EUROCODE 2 [1.16], în care pentru rezistența ultimă se definesc o limită inferioară și una superioară, astfel, pentru evitarea ruperii fragile la un element întins, la calculul necesarului de armătură se recomandă limita superioară.

Plumier și colectivul său [1.17] au efectuat un studiu parametric pe două cadre metalice, cu 4 deschideri și 3 niveluri (I), respectiv, 2 deschideri și 8 niveluri (II), cu secțiune constantă pentru stâlpi (a), respectiv secțiune redusă progresiv pe înălțime (b) și valori variabile ale limitei de curgere ( $235 \text{ N/mm}^2$ ,  $460 \text{ N/mm}^2$ ) la rigle și stâlpi (Fig.I.17).

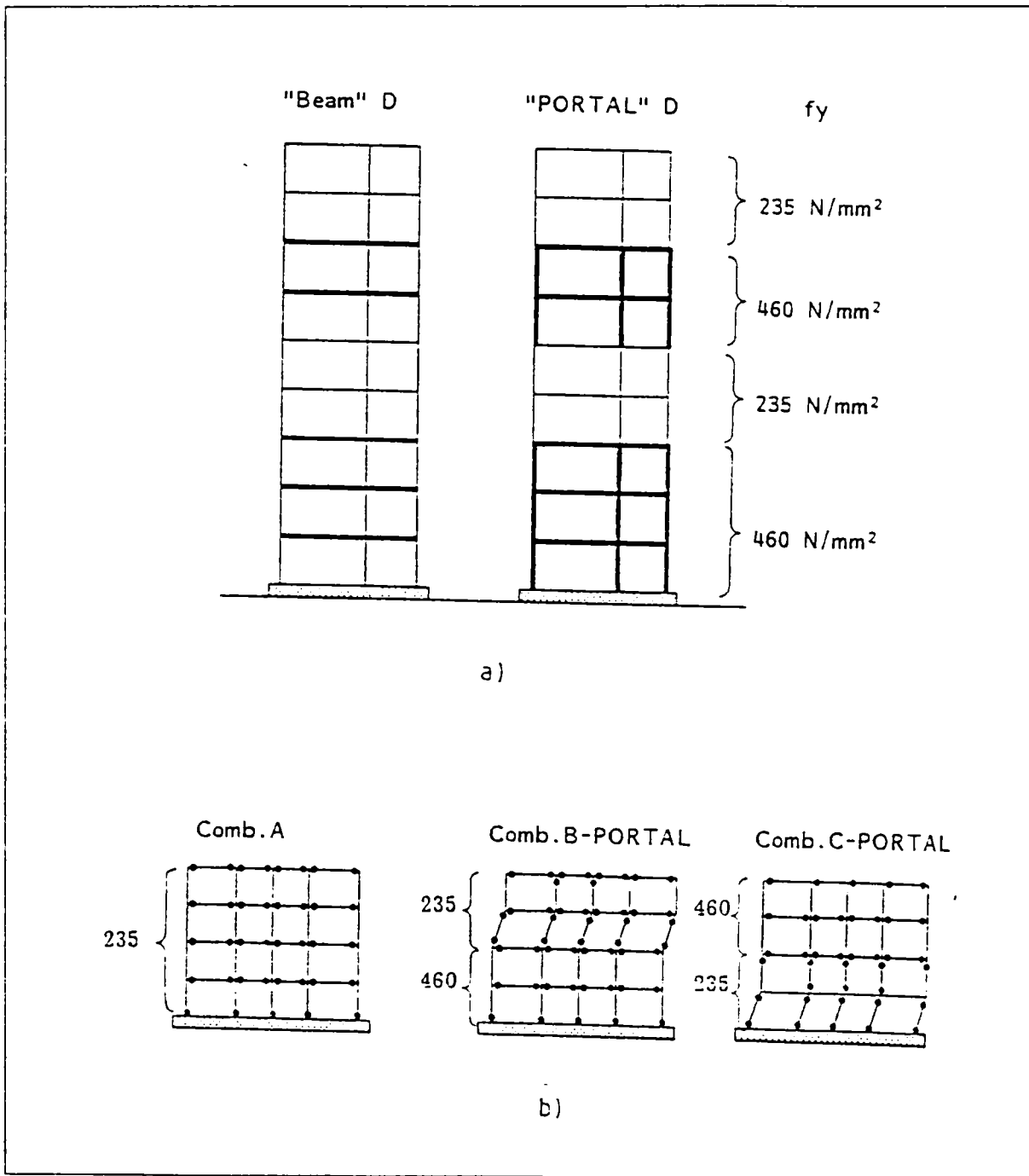


Figura I.17: Efectul variației limitei de curgere la cadre metalice [1.17]



Analiza numerică cu programul DRAIN-2D și 4 accelerograme semnificative care acoperă spectrul de proiectare prevăzut de EC8 au condus la observații importante privind capacitatea de rotire plastică în elemente și configurațiile mecanismului de cedare. S-a constatat o comportare cu totul diferită, dacă se introduce oțel cu rezistență superioară numai în grinzi, sau în grinzile și stâlpii unor etaje.

Exemplele prezentate mai sus confirmă astfel recomandarea de a se verifica valoarea reală a limitei de curgere în execuție.

### I.3.2 Capacitatea de deformare a diferitelor calități de oțel

Utilizarea oțelurilor cu diferite caracteristici necesită o stăpânire completă a proprietăților mecanice ale acestora și clarificarea interdependenței dintre material și comportarea elasto-plastică a elementelor structurale.

În general proprietățile materialului sunt specificate în raport cu limita de curgere și rezistența la rupere, dintr-o încercare de tracțiune, care totuși nu sunt reflectate la determinarea capacității de deformare din zonele plastice ale elementelor structurale. De aceea cercetările experimentale pe diferite calități de oțeluri sunt în măsură să ajute la evaluarea capacității de deformare ale acestora.

Astfel de cercetări au fost efectuate în Japonia [1.18], testându-se 3 tipuri de oțel moale (SN400B, SN490B, SM490B), 2 tipuri de oțel carbon pentru organe de mașini (S25C, S45C), oțel TMCP355, 3 tipuri de oțel de înaltă rezistență (HT590, HT789, SNCM630), 2 tipuri de oțel cu limită de curgere scăzută (LYP100, LYP235) și oțel inoxidabil SUS304. Încercările de tracțiune pe epruvete pentru cele 12 calități de oțel sunt arătate în figura I.18a. Palierul de curgere este bine evidențiat de curba efort-deformație în cazul oțelurilor moi.

În continuare s-au făcut încercări de compresiune pe elemente scurte cu secțiune H și câte 3 rapoarte  $b/t$  ale pereților care constituie talpa. În figura I.18b s-au reprezentat curbele pentru elementele cu raportul normalizat,  $b/t \sqrt{\varepsilon_y} = 0.35$ . Se constată că diagramele efort-deformație sunt asemănătoare cu cele rezultate din încercarea de tracțiune; după atingerea încărcării maxime, efortul scade brusc datorită flambajului local al inimii profilului, iar gradul de deteriorare după producerea flambajului local variază în funcție de caracteristicile de comportare ale oțelului. Autorii constată că producerea flambajului local în zona plastică nu este guvernată numai de zveltețea pereților, ci depinde în mare măsură de curba caracteristică a oțelului. În acest sens este sugestivă reprezentarea factorului de ductilitate al materialului,  $\mu = \varepsilon_{exp}/\varepsilon_y$ , în raport cu zveltețea de perete  $b/t$  (Fig.I.18c).



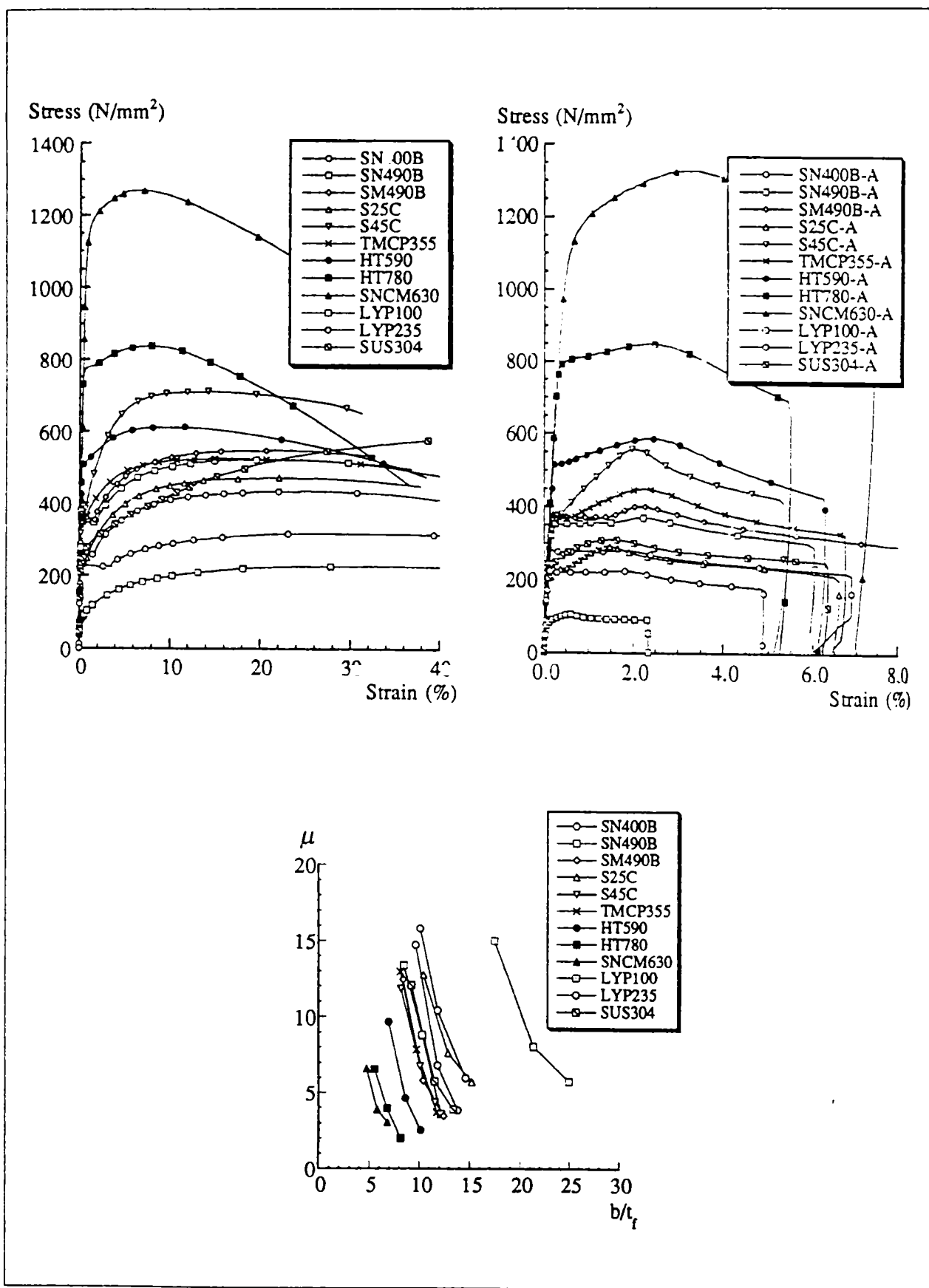


Figura I.18: Capacitatea de deformare la diferite calități de oțel [1.18]

Cu toate că oțelurile moi (SN) prezintă cele mai bune rezultate în ceea ce privește capacitatea de deformare în urma încercărilor de laborator, cutremurul cutremurul Kobe (1995) a pus în discuție ruprea fragilă la un număr mare de îmbinări sudate grindă-stâlp. Deci, performanța la seism a acestor oțeluri recomandate pentru realizarea structurilor metalice a fost infirmată practic de acest cutremur. S-a ajuns la concluzia că este necesară reformularea cerinței de duritate pentru aceste oțeluri [I.19].

### I.3.3 Sensibilitatea oțelurilor la creșterea ratei de deformare

Zonele puternic solicitate din structurile metalice, ca și armăturile din oțel în elementele din beton armat pot atinge rate de deformare mai mari decât  $10^{-2}/\text{sec}$  în cazul încărcărilor seismice și de tip impuls. Proprietățile mecanice ale oțelurilor uzuale, determinate prin încercări statice la rate de creștere ale deformațiilor de aproximativ  $10^5/\text{sec}$  pot fi foarte diferite la rate de deformare mai mari. Atât limita de curgere cât și rezistența de rupere pot crește, iar deformațiile corespunzătoare acestor eforturi, ca și cele înregistrate la începutul domeniului de consolidare pot crește, sau pot rămâne constante. Totuși modulul de elasticitate al oțelului nu este influențat de creșterea ratei de deformare. Incercările dinamice au relevat faptul că oțelurile cu limită de curgere inferioară sunt mai sensibile la variația ratei de deformare decât cele cu limită de curgere superioară. Alți factori, cum sunt compoziția chimică și caracteristicile procesului de laminare pot de asemenea influența efectele ratei de deformare [1.20].

Prelucrarea parametrică a unor date experimentale [1.21] în care s-a analizat raportul dintre limitele de curgere dinamice și statice și rata de creștere a deformațiilor a condus la modelarea matematică a acestei variații, în care se ține seama de caracteristicile oțelului și forma secțiunii elementelor. Prelucrările numerice au arătat o creștere rapidă a efortului cu rata deformației în momentul trecerii în zona de consolidare; în schimb rezistența la rupere nu este influențată de aceasta.

Memoriul tehnic al SSRC [1.22] prescrie metodele de determinare statică ale efortului de curgere din încercările de tracțiune și dă relația dintre curgerea statică și dinamică:

$$\frac{\sigma_{yd}}{\sigma_{ys}} = 1 + k \cdot \dot{\epsilon}^n \quad (\text{I.6})$$

în care:

- $\dot{\epsilon}$  este rata de deformare ( $\mu\text{in./in./sec}$ )
- k constantă, cu valoarea 0.021 pentru oțel A36
- n constantă, cu valoarea 0.26 pentru oțel A36

respectiv o variantă a acestei relații:

$$\sigma_{yd} - \sigma_{ys} = 3.2 + 0.001\dot{\epsilon} \quad (\text{I.7})$$

valabilă pentru domeniul  $200 < \dot{\epsilon} < 1600$  (domeniul încercărilor obișnuite este aproximativ 1000).

### I.3.4 Caracteristicile de deformabilitate ale oțelului

Modulul de elasticitate dinamic se poate determina prin următoarele procedee:

- Metode de încercare distructive (referitoare la curba caracteristică a materialului supus la tracțiune dinamică sau de tip impuls);
- Metode nedistructive: metoda rezonanței, metoda impulsului ultrasonic, metode complexe.

Rezultatele obținute din încercări pe oțel OL37 solicitat la un număr redus de cicluri arată o valoare a modulului dinamic de:

$$E_d = (1.04 - 1.26)E_s, \quad (I.8)$$

### I.3.5 Oboseala la un număr redus de cicluri

Fenomenul de oboseală la un număr redus de cicluri a fost mai puțin studiat decât oboseala la solicitări dinamice, el prezentând o preocupare de cercetare în decursul ultimului deceniu. Oboseala la un număr redus de cicluri de încărcare se referă la capacitatea de deformare a materialului la acțiuni seismice, modelate ca o acțiune dinamică. Rezistența pe care o dezvoltă materialul arată capacitatea acestuia de a răspunde fără degradări.

În cazul unui număr redus de cicluri cu tensiuni care depășesc limita de curgere a materialului se poate constata o scădere importantă a rezistenței. Krawinkler și Zehrei [1.23] deosebesc trei zone distincte în cazul solicitării ciclice: în prima, sub 10 cicluri se constată o scădere a ratei de deteriorare, în zona a doua, între 10-40 cicluri se produce o creștere a acesteia, iar peste 40 cicluri are loc o degradare rapidă datorită propagării fisurilor.

În cazul acțiunilor seismice, la care numărul de cicluri semnificative nu este mare (analiza unor cutremure recente au evidențiat un număr de 5 până la 10 cicluri de intensitate mare), primele două zone au importanță deosebită pentru comportarea materialului structurii. Reducerea rezistenței aparente se datorează în primul rând voalării locale, care produce deformări inelastice ce se acumulează pe parcursul ciclurilor.

În scopul definirii factorului de ductilitate pe cale experimentală au fost propuse formule pentru efortul limită în cazul solicitării la un număr redus de cicluri de încărcare [1.24]:

$$\sigma_N = (a - b \cdot \log N)R_{us} \quad (I.9)$$

în care:

- $R_{us}$  este rezistența statică ultimă a materialului,
- a, b sunt constante determinate funcție de material și tipul încărcării.

### I.3.6 Ruperea fragilă

Pentru oțelul obișnuit de construcții (oțel moale) nu sunt specificate proprietățile referitoare la ruperea fragilă. Chiar și la oțelurile japoneze, SN, cu rezistență superioară de care s-a vorbit la punctul I.3.2 sunt impuse cerințe minime privind reziliența numai la două din aceste calități.

Evenimentele care s-au produs la cutremurul Kobe din 1995 au condus la o analiză foarte severă, în primul rând a materialului folosit în structurile metalice, deoarece o mare parte din avarii s-au localizat în îmbinările rigide grindă-stâlp ale structurilor în cadre. Procesul de rupere detectat la structurile avariate a fost remarcat de altfel și într-o serie de încercări de laborator anterioare [1.19].

Mecanismul ruperii fragile se produce după deformarea plastică a materialului și cuprinde trei faze distincte:

- inițierea fisurării ductile, la o valoare mult peste deformația corespunzătoare curgerii;
- creșterea deformațiilor plastice fără modificări semnificative ale rezistenței;
- tranziția bruscă la ruperea fragilă, în manieră explozivă.

### I.4 Concluziile capitolului

În concluzia acestui capitol cu caracter bibliografic trebuie subliniate următoarele aspecte:

- proiectarea structurilor pe baza a mai multor nivele de stări limită;
- diferențierea celor două tipuri de mișcări seismice, interplacă și intraplacă, care se materializează prin spectre de accelerație diferite;
- clasificarea siturilor după criteriul poziției față de epicentru: aproape de sursă, departe de sursă;
- efectul stratificației din situl structurii;
- efectul creșterii limitei de curgere a oțelului, funcție de viteza de încărcare, efect foarte important pentru structurile aproape de sursă;
- probleme de ductilitate ale elementelor din oțel la solicitările specifice de tip impuls și mecanismul de rupere.

Caracteristicile comportării elasto-plastice ale oțelului vor fi detaliate în capitolul II.

### I.5 Bibliografie

- 1.1 P100-92 Normativ pentru proiectarea antiseismică a construcțiilor de locuințe, social-culturale, agrozootehnice și industriale
- 1.2 ENV 1998- EUROCODE 8 – Design provisions for earthquake resistance of structures – CEN - Brussels
- 1.3 UBC (1997): Uniform Building Code, SUA
- 1.4 R.D.Bertero, V.V.Bertero (1992). Tall reinforced concrete buildings: Conceptual earthquake-resistant design methodology. Report UBC/EERC-92/16, University of California, Berkeley

- 1.5 F.M.Mazzolani, V.Piluso (1996). Theory and Design of Seismic Resistant Steel Structures. E&FN Spon, London
- 1.6 R.D.Bertero, V.V.Bertero, A.T.Gilmore (1996). Performance base earthquake-resistant design based on comprehensive design philosophy and energy concepts. 11<sup>th</sup> World Conference on Earthquake Engineering, Acapulco
- 1.7 A.M.Chandler, G.L.Hutchkinson, J.L.Wilson (1992). The use of interplate derived spectra in intraplate seismic regions. 10<sup>th</sup> World Conference on Earthquake Engineering, Madrid, Balkema, Rotterdam, 24 July, Madrid
- 1.8 N.N.Ambraseys, M.W.Free (1997). Surface-wave magnitude calibration for European region earthquakes. Journal of Earthquake Engineering, Vol.1, No.1
- 1.9 M.Ifrim (1984). Dinamica structurilor și ingineria seismică. Editura Didactică și Pedagogică, București
- 1.10 N.N.Ambraseys, J.J.Bonner (1991). The attenuation of ground accelerations. Europe Earthquake Engineering and Structural Dynamics, No 20
- 1.11 J.C.Anderson, V.V.Bertero (1997). Uncertainties in establishing design earthquakes. Journal of Structural Engineering, Vol.113, No.1
- 1.12 A.S.El Nashai, A.J.Papazouglu (1997). Procedure and spectra for analysis of RC structures subjected to strong earthquake loads. Journal of Earthquake Engineering, Vol 1, No.1
- 1.13 A.H Kawamura, B.Kato (1989). Effect of randomness in structural members yield strength on structural systems ductility. Journal of Constructional Steel Research, No.13
- 1.14 F.M.Mazzolani, E.Mele, V.Piluso (1993). Statistical characterisation of constructional steel for structural ductility control. Costruzioni Metalliche, No.2
- 1.15 F.M.Mazzolani, V.Piluso (1995). A new method to design steel frames failing in global mode, including P- $\Delta$  effects. E&FN SPON, (Mazzolani, Gioncu, ed.)
- 1.16 EUROCODE 2
- 1.17 A.Plumier, C.Doneux, S.E.Boucenna (1997). Influence of discrepancies between real and design yield strength on the seismic behaviour of structures. Proceedings of STESSA '97, Kyoto, (Mazzolani, Akiyama, ed.)
- 1.18 M.Iwata, K.Hayashi, F.Yoshida (1997). Evaluation of deformation capacity of various steels. Proceedings of STESSA '97, Kyoto (Mazzolani, Akiyama, ed.)
- 1.19 H.Kuwamura (1997). Steel properties governing structural seismic behaviours. General Report. Proceedings of STESSA '97, Kyoto (Mazzolani, Akiyama, ed.)
- 1.20 S.A.Mahin, V.V.Bertero (1972). Rate of loading effects on uncracked and repaired reinforced concrete members. Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley
- 1.21 P.Soroushian K.B.Choi (1987). Steel mechanical properties at different strain rates. Journal of the Structural Engineering, Vol.113, No.4
- 1.22 Structural Stability Research Council (1987). Technical memorandum No.8, Standard methods and Definitions for Tests For Static Yield Stress
- 1.23 H.Krawinkler, M.Zehrei (1983). Cumulative damage in steel structures subjected to earthquake ground motions. Computers and Structures, Vol.14, No.1-4
- 1.24 D.Diaconu, A.C.Diaconu (1994). Experimental methodologies. General Report. STESSA'94 E&FN SPON (Mazzolani, Gioncu, ed.)

## Capitolul II

# OTELUL – DUCTILITATEA DE MATERIAL

## **II.1 Proprietățile care guvernează ductilitatea oțelului**

### **II.1.1 Caracteristici generale**

Progresele impresionante pe care le-a înregistrat industria oțelului fac ca astăzi întrebarea la care trebuie să răspundă specialiștii să nu fie pusă în termenii “fiind dat un oțel cu anumite proprietăți, care sunt caracteristicile elementelor și ale structurii?”, ci mai degrabă “fiind date caracteristicile dorite ale structurii, care ar trebui să fie proprietățile oțelului?”[2.1].

Printr-un criteriu global de clasificare proprietățile oțelului sunt mecanice și chimice. Primele se referă la rezistențe și deformații, iar proprietățile chimice, la sudabilitate.

Proprietățile mecanice pot fi clasificate mai departe ținând seama de două aspecte. Primul se referă la proprietățile mediului continuu în conceptul mecanicii clasice, reprezentate prin limita de curgere, rezistența la rupere, indicele de curgere (raportul celor două eforturi unitare), capacitatea de deformare. Cel de-al doilea aspect se referă la proprietățile mecanismului de rupere, reprezentate prin energia de impact obținută din încercarea clasică de încovoiere prin șoc și tenacitatea oțelului. Variația statistică a caracteristicilor implicate în aceste proprietăți afectează până la urmă performanțele oțelului din structură în starea limită de verificare considerată.

Cerințele de comportare bună la acțiunile seismice, în sensul absorbției de energie de exemplu, au impus utilizarea oțelului cu limită de curgere scăzută și alungiri ridicate, iar în cazul structurilor cu deschideri mari, sau la structurile la care se cere menținerea comportării elastice chiar și la cutremure puternice, oțeluri cu limita de curgere și rezistența la rupere ridicate. Iată de ce, în țările în care ponderea construcțiilor înalte cu structură metalică este mare, cercetarea calităților de oțel furnizate de diferiți producători și introducerea unor noi tipuri de oțel sunt activități continue și în concurență permanentă.

### **II.1.2 Compoziția chimică și sudabilitatea**

Oțelurile folosite în construcțiile metalice pot fi clasificate în două grupe principale, conform EN10020 -1988 :

- oțeluri nealiate
- oțeluri aliate

Oțelul nealiat este acel oțel a cărui conținut de elemente de adaus nu depășesc valorile prevăzute în tabelul II.1; cele aliate sunt acelea la care cel puțin un element are conținut egal sau mai mare decât valorile din tabel.



Tabel II.1: Conținutul limită de elemente de aliere

Element	Conținut (%)	Element	Conținut (%)	Element	Conținut (%)
Al	0.10	B	0.0008	Bi	0.10
Co	0.10	Cr	0.30	Cu	0.40
La	0.05	Mn	1.65	Mo	0.08
Nb	0.06	Ni	0.30	Pb	0.40
Se	0.10	Si	0.50	Te	0.10
Ti	0.05	V	0.10	W	0.10
Zr	0.05	altele*	0.05		

(\*) exceptând C, P, S, N

Oțelurile cu granulație fină sunt considerate oțeluri aliate de calitate, având conținutul elementelor de aliere mai mic decât valorile specificate în tabelul II.2.

Tabel II.2: Conținutul limită de elemente de aliere la oțeluri sudabile cu granulație fină

Element	Conținut (%)	Element	Conținut (%)	Element	Conținut (%)
Cr	0.50	Cu	0.50	La	0.60
Mn	1.80	Mo	0.10	Nb	0.08
Ni	0.50	Ti	0.12	V	0.12
Zr	0.12	altele	0.03		

Sudabilitatea este asigurată de anumite limite în compoziția chimică a oțelului. O metodă constă în limitarea procentului de carbon echivalent, ceea ce înseamnă limitarea durității în zona influențată termic. În practica curentă procentul de carbon echivalent se poate determina cu relația:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} \quad (\%) \quad (\text{II.1})$$

O altă metodă pentru asigurarea sudabilității constă în limitarea sensibilității la fisurare, prin care se împiedică apariția fisurilor în materialul de bază și în zona influențată termic. Procentul de sensibilitate la fisurare se determină cu relația:

$$P_{cm} = C + \frac{Mn}{20} + \frac{Si}{30} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + \frac{Cu}{20} + 5B \quad (\%) \quad (\text{II.2})$$

În cazul oțelurilor japoneze, analizate în decursul ultimilor 3 ani, valorile coeficienților CE și  $P_{cm}$  sunt următoarele:

$$CE \leq 0.30\% \quad \text{pentru } 400 \text{ N/mm}^2$$

$$CE \leq 0.44\% \quad (t \leq 40) \text{ și } CE \leq 0.40\% \quad (t > 40) \quad \text{pentru } 490 \text{ N/mm}^2$$

$$P_{cm} \leq 0.26\% \quad \text{pentru } 400 \text{ N/mm}^2$$

$$P_{cm} \leq 0.29\% \quad \text{pentru } 490 \text{ N/mm}^2$$

În ceea ce privește comportarea la sudare STAS 500/1-89 face următoarea precizare: "Oțelurile din STAS 500/2-80 și STAS 500/3-80 cu maximum 0.25% C pe produs sunt în general sudabile".



### II.1.3 Proprietățile mecanice

Cele mai importante proprietăți mecanice, rezultate în urma încercării de tracțiune pe epruvete, care interesează din punctul de vedere a proiectării structurilor sunt următoarele:

- limita de curgere este efortul unitar corespunzător palierului în curba efort-deformație, adică este valoarea constantă a efortului pentru care se produce creșterea deformației. În cazul oțelului care nu prezintă palier bine definit, referința se face la efortul, care după descărcare, produce o deformație plastică reziduală de 0.2%;
- rezistența la rupere din tracțiune (sau rezistența ultimă) este efortul unitar maxim atins într-o încercare de tracțiune;
- modulul de elasticitate este raportul dintre efortul unitar și deformația specifică în domeniul de proporționalitate. Pentru toate tipurile de oțel de construcții are valoarea de  $210000 \text{ N/mm}^2$ ;
- modulul de inițiere a consolidării reprezintă panta curbei efort-deformație la începutul domeniului de consolidare. Este important pentru evaluarea capacității de deformare a elementelor structurale;
- coeficientul Poisson este raportul dintre deformația transversală și cea longitudinală în domeniul elastic, pentru care se poate considera o valoare egală cu 0.3. Această valoare crește pe măsura creșterii deformațiilor, atingând valoarea maximă de 0.5, după curgerea completă.

Încercarea de tracțiune se efectuează pe epruvete cu secțiune rectangulară sau circulară. Curba efort-deformație poate fi determinată dintr-o încercare cu deplasare controlată, sau dintr-o încercare cu încărcare controlată [2.2].

#### II.1.3.1 Încercarea de tracțiune cu deplasare controlată

În cazul încercării cu deplasare controlată, deplasarea crește cu trepte constante până la atingerea ruperii. Încercarea este statică, deoarece rata de deformare propusă de procedura de încercare RILEM este de  $0.5 \times 10^{-4}/\text{sec}$  până la atingerea curgerii, după care aceasta se mărește la  $10^{-4}/\text{sec}$ . Alura curbei efort-deformație pentru o epruvetă confecționată din oțel de construcții este arătată în figura II.1. Ea evidențiază 4 domenii distincte:

- Domeniul linear elastic, definit prin relația  $0 \leq \varepsilon < \varepsilon_y$ . Curba este liniară, având ecuația  $\sigma = E \cdot \varepsilon$ , în care  $E$  reprezintă modulul de elasticitate.  $\varepsilon_y$  este deformația specifică la curgere;
- Palierul de curgere, definit prin relația  $\varepsilon_y \leq \varepsilon \leq \varepsilon_h$ , care pune în evidență cele două limite ale efortului de curgere, limita superioară,  $R_{eH}$  și cea inferioară,  $R_{eL}$ . Limita de curgere  $f_y$  este efortul mediu care se produce în timpul curgerii reale în domeniul plastic.
- Domeniul de consolidare, definit prin relația  $\varepsilon_h < \varepsilon < \varepsilon_u$ . Panta curbei în domeniul de consolidare este dată de modulul tangent  $E_t$ .

- Domeniul post consolidare, definit prin relația  $\varepsilon > \varepsilon_u$ . În acest domeniu se produce o reducere în curba efort-deformație datorită gâtuirii epruvetei. Efortul corespunzător ruperii probei este  $f_t$ , iar deformația  $\varepsilon_t$ . Deoarece acest domeniu nu poate fi utilizat în scopuri practice, rezistența ultimă  $f_u$  și deformația corespunzătoare  $\varepsilon_u$ , marchează limita domeniului utilizabil.

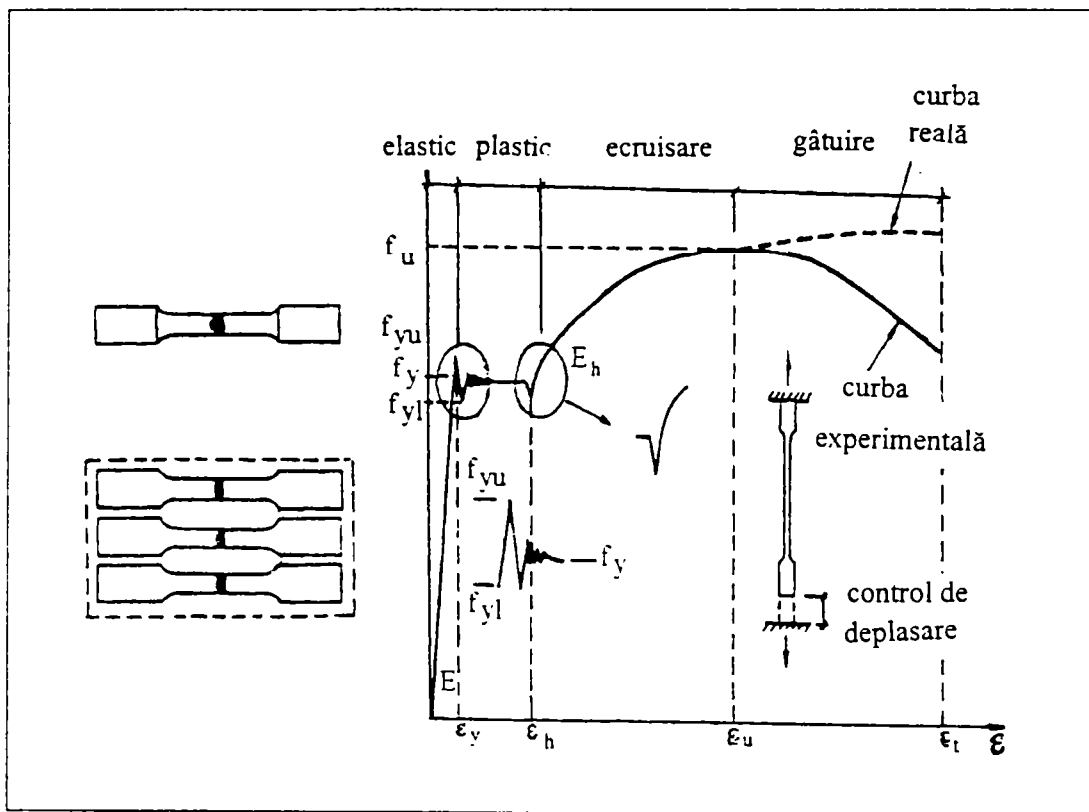


Figura II.1: Curba efort-deformație din încercarea la tracțiune

În scopul asigurării unei bune ductilități a materialului, normativul P100-92 [2.3] impune următoarele condiții:

$$f_u/f_y \geq 1.25 \quad (\text{II.3})$$

$$\varepsilon_t \geq 15\% \quad (\text{II.4})$$

iar pentru oțelul folosit în zonele unde se pot dezvolta deformații postelastice, se mai cere și ca:

$$\varepsilon_h \geq 1.5\% \quad (\text{II.5})$$

În literatura tehnică actuală se fac referiri mai mult la raportul invers  $f_y/f_u$ , denumit indice de curgere, de care se va vorbi mai pe larg într-un paragraf următor.

### II.1.3.2 Încercarea la tracțiune cu încărcare controlată

În cazul încercării cu încărcare controlată, încărcarea crește în trepte constante până la atingerea ruperii probei. Curba încărcare-deformație este arătată în figura II.2.

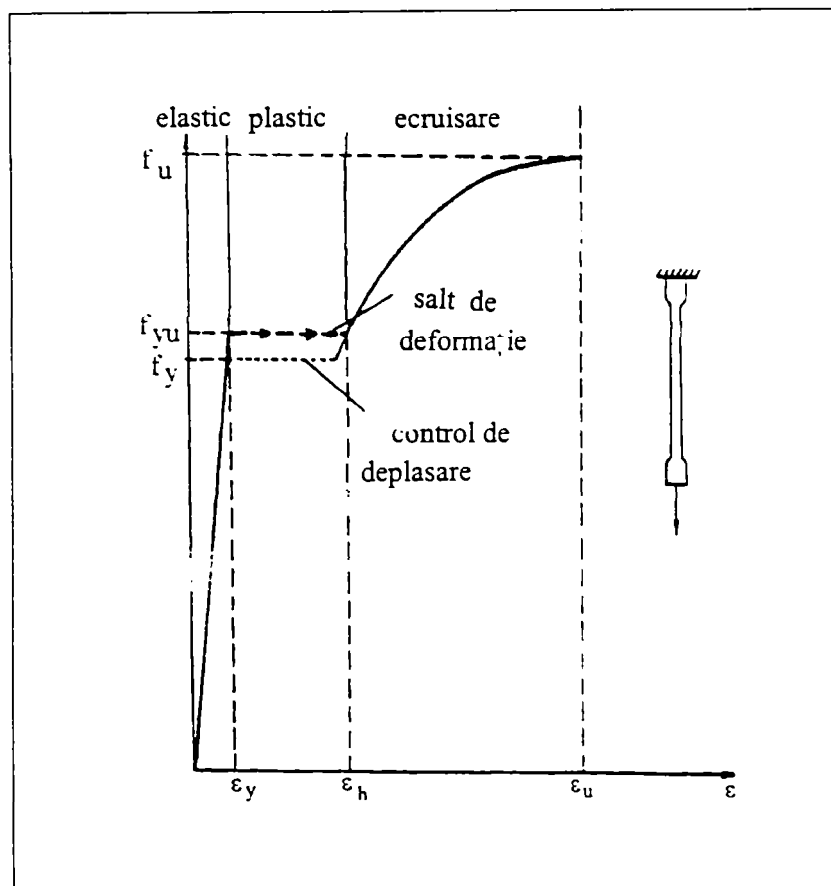


Figura II.2: Încercarea la tracțiune cu încărcare controlată

Alura curbei în domeniul elastic este identică cu cea obținută din încercarea cu deplasare controlată până la atingerea limitei superioare, când se produce un salt cu viteză mare direct în domeniul de consolidare. Deformația crește de la valoarea  $\varepsilon_y$  direct la  $\varepsilon_h$ , încercarea oprindu-se la valoarea maximă, fără să fie posibilă obținerea curbei descendente.

#### II.1.4 Variația limitei de curgere

Structurile proiectate să reziste la cutremure puternice se dimensionează astfel ca articulațiile plastice să nu se concentreze într-o singură zonă a structurii, ci să fie distribuite în întregul sistem reprezentat de stâlpi puternici-grinzi slabe, întrucât formarea unui număr cât mai mare de articulații plastice reduce capacitatea de rotire necesară a articulației individuale. Controlul mecanismului este însă cu atât mai dificil cu cât limita de curgere variază între limite foarte largi. În cazul conceptului de dimensionare în care se prevede dezvoltarea articulațiilor plastice la capetele grinzilor, în vecinătatea îmbinărilor cu stâlpii se cere astfel pentru stâlpi o rezistență ridicată, dacă limita de curgere a materialului grinzii nu are o valoare superioară.

Deoarece formularea teoretică a variației limitei de curgere este complicată, de regulă s-a recurs la prelucrări statistice, ca cele efectuate sub conducerea profesorului Mazzołani de la Universitatea din Napoli [2.4]. S-au analizat calitățile de oțel Fe360, Fe430 și Fe510

din elementele unor structuri metalice, executate într-o perioadă de circa 10 ani. Mărimile variabile care au intrat în analiza statistică au fost limita de curgere, rezistența la rupere din tracțiune și indicele de curgere, recomandate în EUROCODE 3 [2.5] conform tabelului II.3.

Tabel II.3: Valori pentru  $f_y$  și  $f_u$  [EN 10025]

Valori nominale ale limitei de curgere $f_y$ și ale rezistenței la tracțiune $f_u$ pentru oțelul de construcții				
Clasa oțelului	Grosimea $t$ (mm)			
	$t \leq 40$ mm		$40 \text{ mm} < t \leq 100$ mm	
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )
Fe360	285	360	215	340
Fe430	275	430	255	410
Fe510	355	510	335	490

Conform EC3 valorile nominale din tabelul II.3 pot fi adoptate ca valori caracteristice de calcul. În cazul analizei plastice oțelul trebuie să corespundă la următoarele condiții suplimentare:

- raportul dintre rezistența la tracțiune minimă și limita de curgere minimă trebuie să satisfacă condiția  $f_u/f_y \geq 1.2$ ;
- alungirea la rupere pe o lungime între repere de  $5.65/A_0$  ( $A_0$  fiind aria secțiunii transversale inițiale a epruvetei) să fie mai mare de 15%;
- deformația ultimă  $\epsilon_u$  din diagrama efort-deformație, corespunzătoare rezistenței limită  $f_u$  să reprezinte cel puțin  $20\epsilon_y$  ( $\epsilon_y$  fiind deformația corespunzătoare limitei de curgere).

În ceea ce privește mărimea de calcul a limitei de curgere  $f_y$ , EUROCODE 8 [2.6] recomandă valoarea inferioară, cea superioară fiind neglijată.

În ideea înlăturării pericolului de cedare locală, variația limitei de curgere are un rol deosebit de important, deoarece ea afectează procesul de formare a articulațiilor plastice, și astfel, comportarea în ansamblu a structurii, conducând la o capacitate de disipare a energiei și la o ductilitate, diferite de cele asumate prin proiectare.

Problema care se pune în acest caz este aceea de a realiza o structură la care coeficientul de degradare să fie același în toate elementele. Dar tocmai datorită variației limitei de curgere, distribuția degradărilor poate fi foarte diferită.

Analizând cercetările experimentale efectuate în decursul timpului se pot distinge două direcții principale privind variația limitei de curgere. Prima direcție cuprinde studiile cu caracter practic, efectuate în condiții asemănătoare situațiilor reale, din care rezultă o curbă simplificată relevând limita de elasticitate și modulul de elasticitate (vezi fig.II.2). A doua direcție constă în investigarea proprietăților oțelului pe epruvete prelucrate, curba rezultată din încercări de întindere sau compresiune monoaxială evidențiind o limită de elasticitate mult mai mare decât efortul corespunzător palierului plastic (vezi fig.II.1), iar repartitia deformațiilor, neomogenă pe acest palier [2.7].

Din acest punct de vedere comportarea oțelului moale la întindere nu se pretează la o schematizare simplă. Totuși, datorită faptului că limita superioară de elasticitate nu se

manifestă decât în condițiile particulare de experimentare, în practică s-a recurs la valoarea inferioară. Diferențe notabile s-au constatat și în cazul încercărilor de încovoiere pură. Chiar dacă curbele rezultate diferă de la un autor la altul, particularitatea comună a acestora este că valorile se situează deasupra celor determinate prin teoria clasică corespunzătoare schemei din figura II.2. Un punct comun în teoria clasică îl reprezintă valabilitatea ipotezei secțiunilor plane chiar și în domeniul deformațiilor plastice.

#### II.1.4.1 Limita superioară de elasticitate

Limita superioară de elasticitate este definită ca trecerea discontinuă din domeniul deformațiilor elastice în cel al deformațiilor plastice. Ipoteza de bază este ca la atingerea limitei de elasticitate să urmeze o scădere a eforturilor la nivelul limitei inferioare. Acest fenomen a fost explicat în detaliu de Schmidtmann și Westmann [2.8]. Viteza de deformare determinată de condițiile tehnice de încercare provoacă în domeniul plastic o viteză medie a deplasărilor în structura cristalină, care depinde de efortul unitar aplicat  $\sigma$ .

$$v^* = v_0 \cdot e^{-A/\sigma} \quad (\text{II.6})$$

$v_0$ : viteza de deplasare a undelor de tăiere elastice

A: constantă

Înainte de atingerea limitei de elasticitate, deformația plastică se concentrează pe zone structurale foarte mici, de aceea în aceste zone se constată viteze considerabile ale alungirii longitudinale, respectiv ale deplasării în structura cristalină (domeniul de microcurgere). Efortul necesar relativ mare pentru producerea acestor fenomene va scădea atunci când, prin multiplicarea acestor deplasări și învingerea forțelor intergranulare, volumul deformat crește, iar datorită vitezei de deformare macroscopice constante, viteza de deformare locală va scădea.

Pe baza acestui model, Petch [2.9] a extins relația Hall-Petch cunoscută din literatură:

$$R_{eL} = \sigma_i + k_y / \sqrt{d} \quad (\text{II.7})$$

și la limita superioară de elasticitate:

$$R_{eH} = \sigma_i + \Delta\sigma_i \cdot \log 1/(Nd^3) + k_y \sqrt{d} \quad (\text{II.8})$$

în care:

d : diametrul mediu al grăunților,

$k_y$  : constantă,

N : numărul grăunților pe unitatea de volum, unde are loc microcurgerea,

$\sigma_i$  : efortul unitar de frecare necesar pentru propagarea deplasărilor în structura cristalină,

$\Delta\sigma_i$ : majorarea tensiunii de frecare la creșterea vitezei de deformare cu factorul 10.

Schmidtmann și Westman [2.8] au arătat că atât tensiunea de frecare  $\sigma_i$  cât și constanta  $k_y$  cresc o dată cu mărirea vitezei de deformare, iar în cazul solicitărilor dinamice în mod special, scad o dată cu creșterea temperaturii. Din efectele acestor doi parametrii rezultă astfel o creștere a limitei superioare de elasticitate în funcție de viteza de deformare la

temperatură constantă, iar la viteză de deformare constantă, o reducere când temperatura crește;  $\Delta\sigma_l$  crește proporțional cu logaritmul vitezei de deformare, deci influența acestui termen crește de asemenea cu viteza de deformare. Din relațiile II.7 și II.8 rezultă așadar:

$$R_{eH} - R_{eL} = \Delta\sigma_l \cdot \log 1/(Nd^3) \quad (\text{II.9})$$

Pe de o parte, o dată cu mărirea vitezei de deformare se mărește limita superioară, pe de altă parte, un număr  $N$  tot mai mare de grăunți intră în domeniul microcurgerii, astfel că la mărirea temperaturii, limita superioară scade.

Pentru descrierea comportării la curgere este folosită în prezent limita inferioară, aceasta mai ales datorită factorilor care influențează determinarea experimentală a limitei superioare: mărimea și forma probei, modul de realizare a încadrării, starea suprafețelor. Experimental s-a constatat că acțiunea acestor factori conduc la diminuarea limitei superioare, chiar până la anularea ei.

#### II.1.4.2 Limita inferioară de elasticitate

Trecerea de la limita superioară la cea inferioară și modul de deformare până la începerea consolidării sunt caracterizate printr-o deformare neomogenă a probei, deoarece s-a constatat că deformațiile acesteia nu sunt omogene pe palierul de curgere. Astfel, numeroși autori, dintre care și cei citați [2.7, 2.8, 2.9] au arătat că pe parcursul palierului de curgere se formează progresiv benzi Lüders în care alungirea proporțională este relativ constantă. În afara acestor benzi materialul rămâne elastic. Limita inferioară este efortul care produce deplasarea zonelor de tranziție, iar cea superioară este efortul la care se formează prima bandă Lüders. Limita inferioară de elasticitate este definită în literatură ca suprapunerea unei componente termice și a uneia atermice:

$$R_{eL} = \sigma_{th} + \sigma_{ath} \quad (\text{II.10})$$

Componenta atermică  $\sigma_{ath}$  este influențată de temperatură numai prin modulul tangențial și se definește ca rezistența interactivă la deformare a câtorva mii de poziții de atomi dintr-o secțiune. Această interacțiune dintre atomi este influențată de structura cristalină a oțelului și nu poate fi învinsă prin activare termică. Componenta termică  $\sigma_{th}$  este determinată de fluctuațiile termice locale în structura cristalină și este influențată atât de tipul structurii cristaline cât și de nivelul de temperatură și viteza de deformare  $\varepsilon_{pl}$ .

Energia de activare  $\Delta G$ , care este direct influențată de componenta termică  $\sigma_{th}$  se obține din ecuația lui Arrhenius:

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_0 \exp(-\Delta G(\sigma_{th})/(kT)) \quad (\text{II.11})$$

în care,  $k$  este constanta Boltzmann, iar  $\varepsilon_0$  este constanta vitezei.

Soluția exprimată în funcție de  $\Delta G$  este:

$$\Delta G = kT \ln(\dot{\varepsilon}_0 / \dot{\varepsilon}) \quad (\text{II.12})$$

Interdependența dintre componenta termică și energia de activare poate fi stabilită pe baza relației:

$$\Delta G = \Delta G_0 \left( 1 - (\sigma_{th} / \sigma_{th0})^{1/m} \right)^{1/n} \quad (\text{II.13})$$

în care:  $\Delta G_0$ , energia totală pentru învingerea tuturor piedicilor,  
 $\sigma_{th0}$ , componenta efortului activat termic în punctul zero absolut,  
 $m, n$ , exponenți

Din ecuațiile II.12 și II.13 se obține următoarea relație pentru limita de curgere inferioară:

$$R_{eL} = \sigma_{ath} + \sigma_{th0} \left( 1 - (kT \ln(\dot{\epsilon}_0 / \dot{\epsilon}) / \Delta G_0)^n \right)^m \quad (\text{II.14})$$

respectiv, în funcție de energia de activare  $\Delta G$ :

$$R_{eL} = \sigma_{ath} + \sigma_{th0} \left( 1 - (\Delta G / \Delta G_0)^n \right)^m \quad (\text{II.15})$$

Krabiell stabilește în [2.10] mărimea energiei de activare pentru oțelurile de construcții ca fiind:

$$\Delta G_0 = 12.8 \cdot 10^{-20} \text{ J.}$$

F.Jähn face în [2.11] o sinteză a mai multor încercări cu diferite viteze de deformare în domeniul  $10^{-3}$  până la  $10^4 \text{ s}^{-1}$ , efectuate pe materiale metalice și nemetalice: oțeluri nealiat, oțeluri de calitate, aliaje de aluminiu și titan. În figura II.3 se prezintă rezultatele obținute pentru oțeluri cu 0.10 până la 0.15 %C.

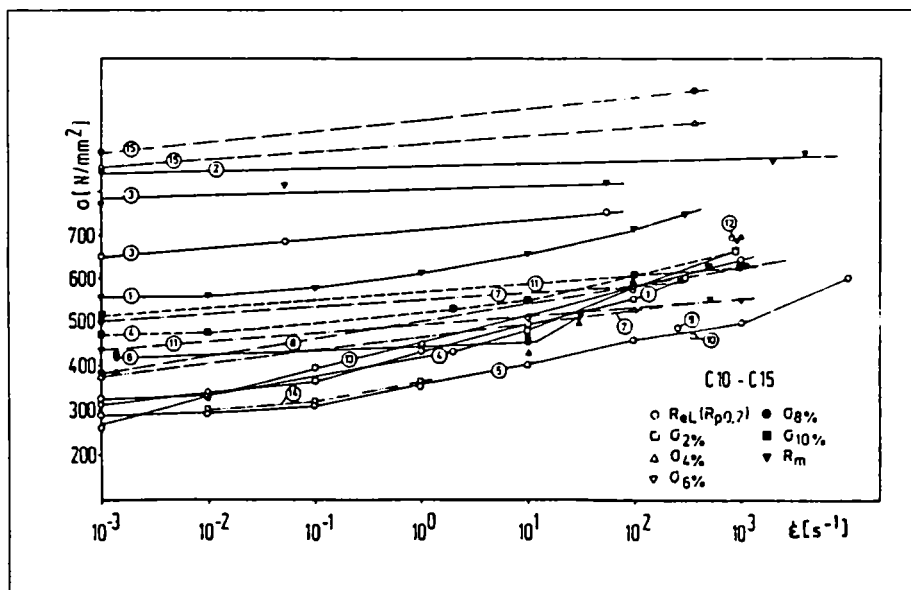


Figura II.3: Rezultate prelucrate din literatură [2.11]



### II.1.4.3 Formularea energetică a criteriului de curgere

Încă din anul 1964 Wright și Hall [2.12] s-au preocupat de stabilirea criteriilor de curgere ale oțelului slab aliat folosit în structurile de construcții, ocupându-se de efectele ratei de încărcare și a temperaturii asupra limitei superioare de curgere. Criteriul pentru limita superioară de curgere, formulat de Campbell [2.13] este:

$$A = \int_{t_1}^{t_y} \exp\left(-\frac{U}{RT} dt\right) \quad (\text{II.16})$$

în care:  $t_1$  – timpul la care începe curgere;  $t_y$  – timpul în care are loc curgere;  $U$  – funcție energetică a eforturilor;  $R$  – coeficientul de vâscozitate al aerului;  $T$  – temperatura absolută (K);  $A$  – parametrul specific materialului.

Prin integrarea directă a ecuației (II.16) pentru variații ale efortului în timp, se obține o relație pentru  $A$ , care descrie istoria comportării limitei superioare a oțelului. Această expresie a fost folosită în cercetările efectuate de Clark și Wood în 1949 și continuate în 1964 de colectivul Wright, Hall, Hamada [2.12] din figura II.4. Expresia ( $\exp-U/RT$ ) din ecuația 2.16 reprezintă degradarea cumulativă ca o funcție de efort și timp, iar parametrul  $A$  este rata de degradare necesară pentru producerea curgerii în cazul solicitării axiale repetate.

Criteriul pentru limita inferioară de curgere după aceeași autori se exprimă ca o funcție a vitezei de deformare și a temperaturii, sub forma generală:

$$\dot{\epsilon} = C \exp-\frac{U}{RT} \quad (\text{II.17})$$

în care:  $C$  – factor de frecvență ( $\text{sec}^{-1}$ ), constant pentru o anumită microstructură a oțelului.

Aceste studii teoretice și experimentale sunt deosebit de importante întrucât ele sunt primele cercetări care analizează comportarea oțelului în cazul solicitării alternante. În plus se introduce noțiunea de degradare cumulativă, criteriu folosit curent în analiza comportării structurilor la acțiuni seismice.

### II.1.5 Indicele de curgere

Indicele de curgere  $\rho_y$  (YR-yield ratio), definit ca raport între limita de curgere și rezistența la tracțiune, are un efect semnificativ asupra ductilității elementelor din oțel: cu cât valoarea este mai redusă cu atât și ductilitatea este mai bună

$$\rho_y = \frac{f_y}{f_u} \quad (\text{II.18})$$



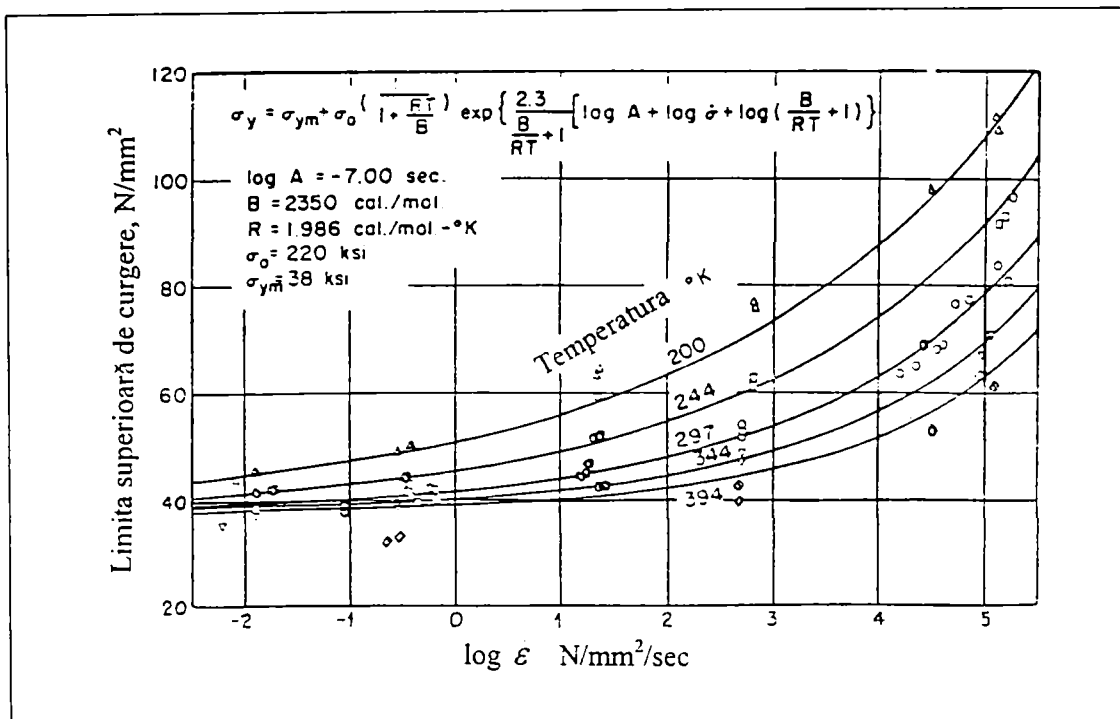


Figura II.4: Variația limitei superioare de elasticitate [2.12]

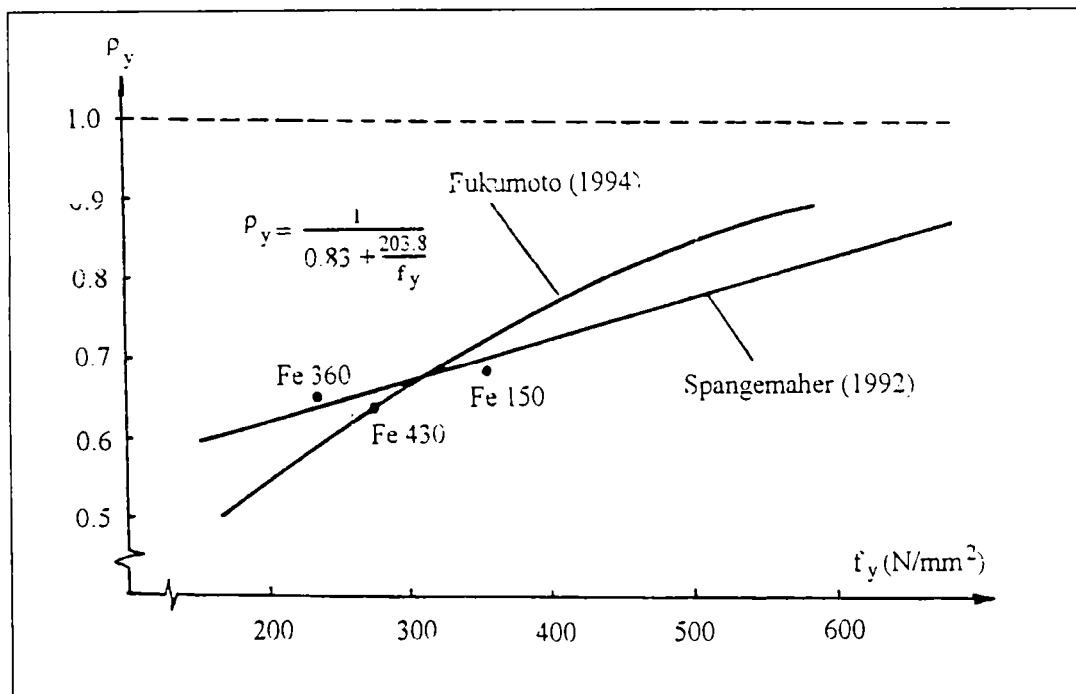


Figura II.5: Indicele de curgere [2.14]

Variația limitei de curgere în funcție de indicele de curgere este arătată în figura II.5 [2.14]. Valorile reduse sunt considerate cele sub 0.75, iar cele mari sunt cele care depășesc valoarea de 0.75. Indicele de curgere crește cu mărirea limitei de curgere, în consecință, ductilitatea este influențată considerabil de valorile mari ale indicelui de

curgere. O comportare bună, înseamnă  $\rho_y$  cuprins între 0.5 – 0.7, așa cum rezultă din figura II.5 pentru oțelurile obișnuite de construcții.

Problema indicelui de curgere este foarte actuală pentru noua generație de oțeluri, la care există tendința de a se obține valori ale rezistenței la tracțiune mai mari decât  $600 \text{ N/mm}^2$  și indicele de curgere mai mare de 0.9. Aceste oțeluri de înaltă rezistență manifestă o ductilitate structurală foarte redusă, de aceea ele nu sunt recomandate pentru realizarea structurilor cu comportare bună la acțiunea seismică. Totuși în Japonia se produc în momentul de față oțeluri de înaltă rezistență cu indicele de curgere în jur de 0.75 [2.18], [2.21].

## II.2 Evaluarea capacității de deformare a diferitelor calități de oțel

### II.2.1 Oțeluri de construcții

Principalele calități ale materialului care influențează ductilitatea structurală sunt: limita de curgere, lungimea palierului de curgere, caracteristicile domeniului de ecruisare și indicele de curgere.

Limita de curgere depinde de compoziția chimică, respectiv prezența elementelor de aliere și de tehnologia de fabricare. Aceste variabile sunt reflectate de diversele calități de oțel. Conform EC3, capitolul 3 “Materiale” [2.5] și în norma europeană EN 10025 oțelurile de construcții folosite pentru executarea structurilor metalice sunt FeE 235 (Fe 360), FeE 275 (Fe 430) și FeE 355 (Fe 510), care au caracteristici mecanice apropiate de oțelurile de construcții de uz curent din România (OL37, OL44 și OL52). Valorile nominale ale rezistențelor și deformațiilor sunt date în tabelul II.4, care completează tabelul II.3.

Tabel II.4: Caracteristici de produs ale oțelurilor de construcții

Clasa oțelului	t (mm)	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon_y$ (%)	$\epsilon_h$ (%)	$\epsilon_u$ (%)	$\epsilon_t$ (%)	$E_h$ (N/mm <sup>2</sup> )
FeE235 (Fe 360)	<40	235	360	0.115	1.41	14.0	25.0	5500
	>40	215	340	0.105				
FeE275 (Fe 430)	<40	275	430	0.134	1.47	12.0	22.0	4800
	>40	255	410	0.124				
FeE355 (Fe 510)	<40	355	510	0.173	1.70	20.0	20.0	4250
	>40	335	490	0.163				

Valorile din tabelul II.4 sunt valori minime garantate de producător. Dar valorile reale ale limitei de curgere și a rezistenței la rupere sunt în general mai mari decât cele minime prescrise. Această situație are consecințe pozitive asupra capacității portante, nu însă și asupra comportării la acțiunile seismice.

O împrăștiere prea mare a limitei de curgere poate face ca articulațiile plastice să nu apară în locurile unde s-a presupus, și de ci să nu apară acel mecanism plastic care să disipeze energia seismică. Având în vedere acest aspect, unele norme iau măsuri de siguranță. De

exemplu, în EC8 se presupune că valoarea reală a limitei de curgere nu depășește cu mai mult de 10% valoarea minimă prescrisă [2.6].

Ecruisarea este definită prin modulul de consolidare  $E_h$ , pentru care însă nu există procedee de evaluare standardizate, astfel încât variația lui este destul de mare. În general se consideră o fracțiune din modulul elastic. În plus, sunt dați doi parametri importanți, valoarea deformației uniforme,  $\varepsilon_u$ , care marchează sfârșitul domeniului de ecruisare și alungirea totală la reperi,  $\varepsilon_t$ , care limitează zona de gătuire.

Ductilitate de material, denumită și ductilitate cinematică, poate fi definită prin raportul dintre deformația corespunzătoare ecruisării și deformația la curgere:

$$\mu_{sh} = \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_y} = 10 \div 12 \quad (\text{II.19a})$$

sau prin raportul dintre deformația uniformă și deformația la curgere:

$$\mu_u = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y} = 60 \div 120 \quad (\text{II.19b})$$

Se poate observa că ductilitatea materialului este relativ mare, ea însă poate fi erodată în structură, ajungând la valori mult mai mici. În norme se garantează valorile minime fără a se limita și valorile maxime.

## II.2.2 Oțeluri de înaltă performanță

Cerințele de comportare ale structurilor la solicitări seismice nu pot fi aplicate decât printr-o înțelegere completă a proprietăților oțelului și prin clarificarea relației care există între material și comportarea elasto-plastică a elementelor structurale, cu alte cuvinte structura să aibă ductilitate suficientă pentru a preveni cedarea în urma solicitării seismice.

Oțelurile de înaltă rezistență obișnuite au limita de curgere ridicată, în domeniul 400 – 700 N/mm<sup>2</sup>, dar și indicele de curgere  $p_y$  este mare, astfel că acestea nu dispun de ductilitate prea mare. Efectul creșterii limitei de curgere în curba efort deformație, comparativ cu oțelul de construcții este arătat în figura II.6. Se constată o deformabilitate de material mult mai redusă. De aceea, aceste tipuri de oțel trebuie folosite cu multă precauție în structurile amplasate în zone seismice.

Realizările recente în tehnologia termo-mecanică în procesul de laminare, au condus la obținerea unor noi oțeluri, care pot fi încadrate într-o nouă categorie, așa numitele oțeluri de înaltă performanță. Acestea pot fi clasificate în trei tipuri distincte:

- Prin condițiile oferite de controlul proceselor de laminare și răcire s-a născut o nouă generație de oțeluri, denumite generic TMCP (Thermo-Mechanical Control Process). Ele se caracterizează prin proprietăți mecanice superioare, la o compoziție chimică mai săracă în elemente de aliere. Principiul laminării termo-mecanice constă în impunerea

temperaturilor la care se efectuează diferitele treceri prin cilindri, astfel încât fenomenele de ecrisare și recristalizare să poată fi controlate. Apărut în Japonia pentru prima dată în 1981, acest procedeu a fost continuat cu răcirea forțată a laminatului, prin pulverizare cu apă și aer. Avantajele laminării termodinamice se traduc în primul rând prin reducerea carbonului echivalent, iar în al doilea rând prin suprimarea tratamentului de normalizare, ceea ce conduce la o stare mult mai bună a suprafețelor și cu bună sudabilitate.

- Al doilea tip este un oțel de înaltă rezistență, reprezentat prin indice de curgere scăzut ( $\rho_y < 0.80$ ) la o rezistență de rupere în jur de  $600 \text{ N/mm}^2$ , care manifestă ductilitate satisfăcătoare în elementele structurilor metalice.

- Al treilea tip este o categorie de oțel cu limită de curgere limitată. Este un oțel stabil, caracterizat prin variații foarte reduse ale proprietăților mecanice.

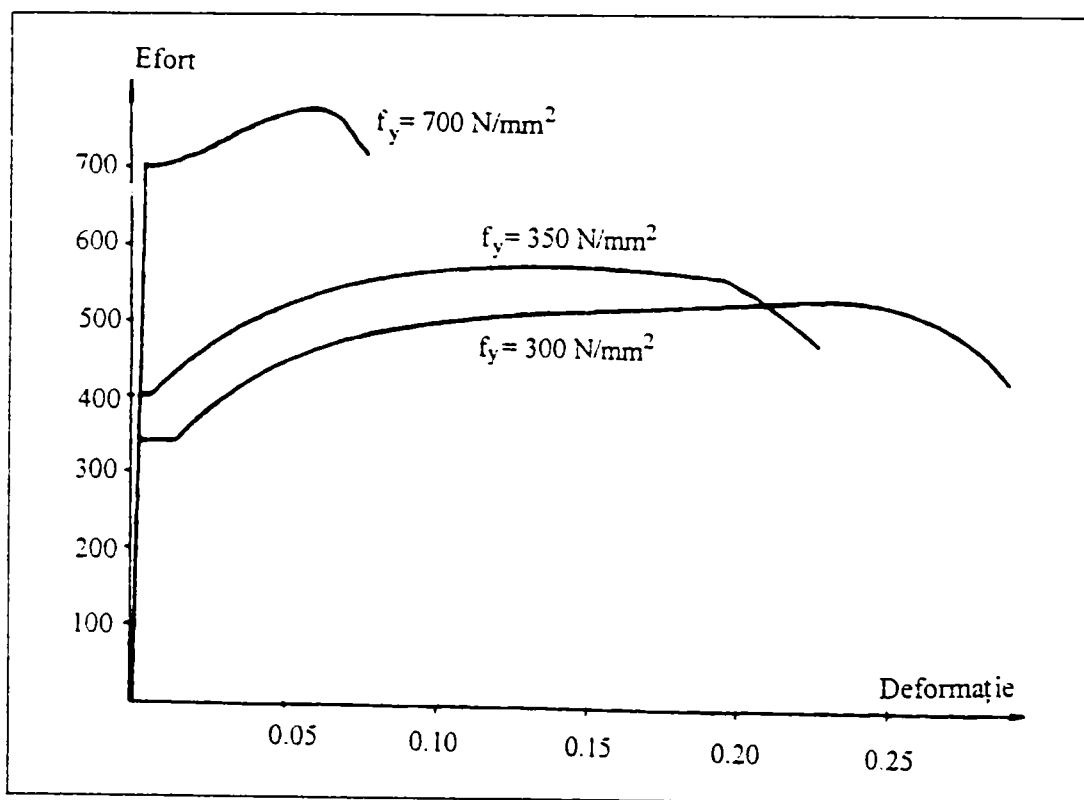


Figura II.6: Curba caracteristică pentru oțelul de înaltă rezistență [2.14]

În 1994, în standardul industrial japonez (JIS) s-a reglementat un nou set de oțeluri laminate pentru construcții, cu simbolul "SN" ale căror caracteristici privind sudabilitatea, indicele de curgere, domeniul rezistenței la tracțiune, energia de impact Charpy le-ar încadra în cerințele de ductilitate structurală promisă [2.15]. Din păcate ele nu au fost testate de cutremurul major Kobe 1995, pentru a se verifica comportarea și în structuri reale.

O sinteză a caracteristicilor din norma japoneză pentru oțelurile (SN) este prezentată în tabelul II.5 [2.16], comparativ cu specificațiile de produs pentru oțelurile românești (OL37, OL52).

La oțelurile japoneze din clasa A se recomandă numai îmbinări cu mijloace mecanice, clasele B și C sunt recomandate pentru elemente sudate, care dezvoltă articulații plastice și au capacitate de rotire adecvată, limită de curgere ridicată și limită mai redusă a energiei de impact. Limita de curgere se încadrează între 235-355 N/mm<sup>2</sup> (t≤40) și 215-335 (t>40) pentru clasa 400, respectiv 325-445 N/mm<sup>2</sup> (t≤40) și 295-415 (t>40) pentru clasa 490.

Tabel II.5: Caracteristici de produs pentru oțeluri de construcții

Marca Oțelului	Rezistența La tracțiune Minimă (N/mm <sup>2</sup> )	Clasa de Calitate	Grosimi (mm)	Proprietăți de bază <sup>1)</sup>	Sudabilitate	$\rho_y$ <sup>2)</sup>	$f_y$ <sup>3)</sup>	KV <sup>4)</sup>
A	400	SN 400 A	6≤t≤100	O	X	X	X	X
B	400 490	SN 400 B SN 490 B	6≤t≤100	O	O	O	O	O
C	400 490	SN 400 C SN 490 C	16≤t≤100	O	O	O	O	O
OL37	360-440	1 1b 1a 2 3 4	T≤16  16≤t≤100	 O	 O	 X	 O <sup>5)</sup>	 X
OL52	510-630	2 3 5	40≤t≤100	O	O <sup>5)</sup>	X	O	O

Legenda: O: specificat; X: nespecificat

<sup>1)</sup> limita a 4 componente (C, Mn, P, S), limita de curgere minimă, rezistența la rupere, alungirea la rupere sunt specificate

<sup>2)</sup>  $\rho_y = f_y / f_u \leq 80\%$

<sup>3)</sup>  $f_y$  - limita de curgere

$R_{eH}$  ( $R_{p0.2}$ ) conform STAS 500/2-80, în funcție de grosimea de placă

<sup>4)</sup> KV (energia de rupere Charpy) ≥ 27 J la 0°C, la clasele de calitate 2,3,4

<sup>5)</sup> procentul maxim de carbon 0.25%.

### II.2.3 Evaluarea experimentală a capacității de deformare plastică sub influența efectului de rupere ductilă

În general proprietățile materialului sunt specificate în raport cu limita de curgere și rezistența la rupere din tracțiune, care nu sunt însă suficiente pentru a reflecta capacitatea de deformare în zonele plastice, impusă prin cerințele de proiectare. De aceea proprietățile mecanice trebuie corelate cu încercări experimentale pentru verificarea condițiilor de stabilitate – flambajul local și general. În continuare sunt prezentate concluziile unor cercetări experimentale pentru diferite calități de oțel folosite în structurile metalice din Japonia, respectiv SUA.

În lucrarea [2.17] este verificată experimental capacitatea de deformare a unor oțeluri japoneze prin încercări la compresiune pe elemente scurte. Tipurile de oțel testate sunt:

- oțel moale: SN400B, SN490B, SM490B;
- oțel carbon pentru prelucrări mecanice: S25C, S45C, TMCP355;
- oțel de înaltă rezistență: HT590, HT780, SNCM 630;
- oțel cu limita de curgere redusă: LYP100, LYP235;
- oțel inoxidabil: SUS304

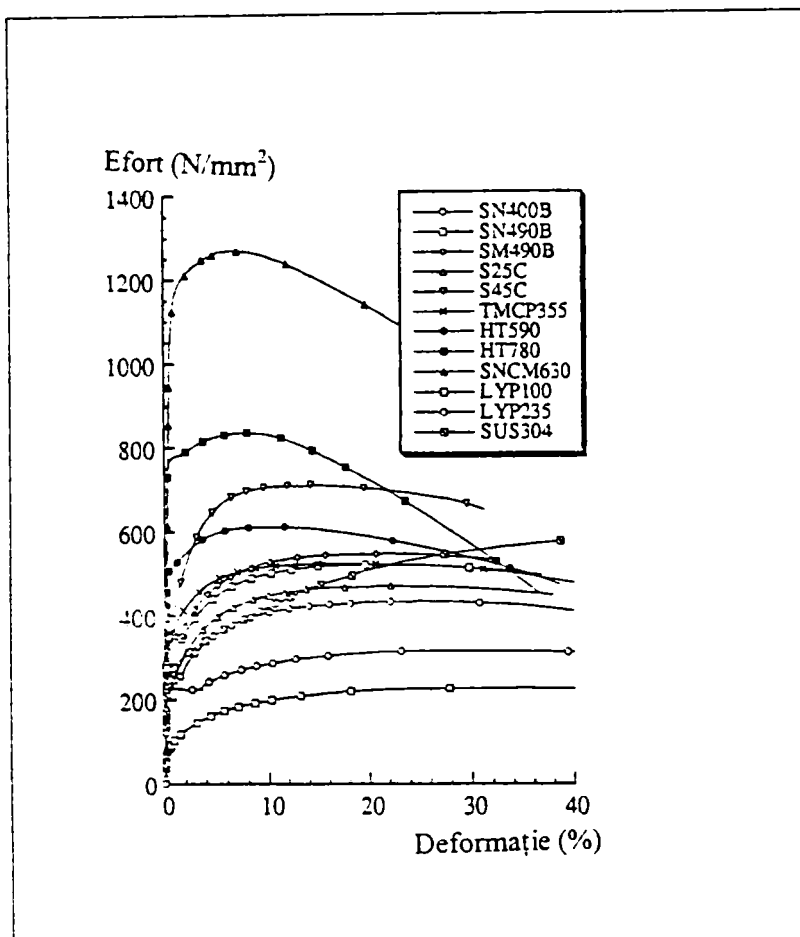


Figura II.7: Curba efort-deformație din încercarea la tracțiune [2.16]

Tabel II.6: Caracteristici ale oțelurilor japoneze

Oțel	Limita de curgere (N/mm <sup>2</sup> )	Rezistența de rupere (N/mm <sup>2</sup> )	$\rho_y$ (%)	Deformația la curgere (%)	Deformația la rupere (%)	Alungirea (%)
SN 400 B	264.6	434.8	0.61	0.122	24.5	40.5
SN 490 B	346.7	517.0	0.67	0.165	22.6	41.5
SM 490 B	360.0	546.9	0.66	0.170	20.6	36.7
HT 590	504.8	611.4	0.83	0.224	11.2	27.2
HT 780	760.3	837.9	0.91	0.358	8.30	26.9
SNCM 630	1030.3	1265.3	0.81	0.519	7.20	17.8
LYP 100	74.3	225.7	0.33	0.035	33.1	53.7
I.Y.P 235	228.7	314.8	0.73	0.107	30.1	49.8

Curba efort-deformație rezultată din încercarea la tracțiune pentru calitățile de oțel enumerate mai sus este arătată în figura II.7, iar proprietăților mecanice rezultate din această încercare sunt sintetizate în tabelul II.6, exceptând tipurile de oțel pentru prelucrări mecanice și inoxidabil.

Elementele încercate s-au realizat cu secțiuni H având 3 tipuri de rapoarte lățime/grosime, corespunzătoare încadrării în clasele de ductilitate. Pentru încercările din figura II.8 s-a considerat raportul  $b/t\sqrt{\varepsilon_y} = 0.35$ , iar lungimea elementului de trei ori secțiunea transversală. Incercarea a constat din compresiune axială la presa universală. Curba efort-deformație a urmărit alura curbei de tracțiune obținută din încercarea epruvetelor normalizate.

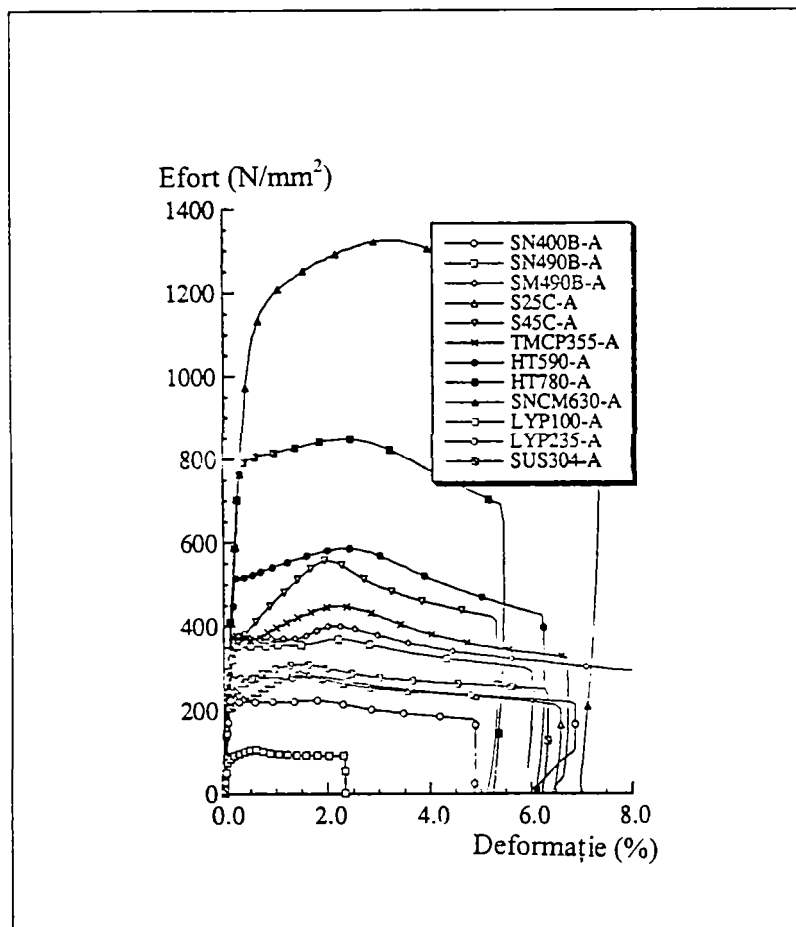


Figura II.8: Curba efort deformație din încercarea pe elemente [2.17]

În ce privește modul de deformare, s-a constatat mai întâi voalarea locală a tălpii, iar după atingerea forței maxime, și voalarea inimii (pe ramura descendentă a curbei).

În urma încercării s-a găsit o relație empirică între deformația maximă  $\varepsilon_{exp}$  și zveltețea de placă  $b/t$ :



$$\varepsilon_{\text{exp}} = \frac{a}{(b/t)^2} \quad (\text{II.20})$$

în care  $a$  este o constantă arbitrară influențată de clasa oțelului, care scade odată cu creșterea limitei de curgere.

Incercările experimentale au evidențiat capacitatea de deformare mare în cazul oțelului moale (SN400B, SN490B, SM490B) și considerabil mai mică pentru oțelurile de înaltă rezistență. Oțelurile cu limita de curgere scăzută, și în special LYP100, au capacitatea de deformare cea mai mare.

Efectul indicelui de curgere,  $\rho_y$ , asupra răspunsului inelastic al elementelor metalice confecționate din oțel de înaltă performanță a fost analizat în lucrarea [2.18]. Oțelurile de înaltă performanță obținute în SUA prin așa numitul proces termo-mecanic controlat (TMCP) se caracterizează prin bună sudabilitate și reziliență, iar limita de curgere ca și rezistența la tracțiune sunt mult mai ridicate decât la oțelurile obișnuite de construcții. Au fost confecționate grinzi cu secțiune I sudată, din oțeluri de înaltă performanță, cu limita de curgere între 500-700 N/mm<sup>2</sup> (HSLA) și din oțel moale (A36). În tabelul II.7 sunt date caracteristicile rezultate din încercarea de tracțiune pe epruvete normalizate.

Tabel II.7: Caracteristici mecanice ale oțelurilor de înaltă performanță americane

Oțel	E (N/mm <sup>2</sup> )	Limita de curgere (N/mm <sup>2</sup> )	Rezistența la rupere (N/mm <sup>2</sup> )	$\rho_y$	Deformația la curgere (mm/mm)	Factor de ductilitate $\mu = \varepsilon_u / \varepsilon_u$
A36	211000	325	475	0.68	0.0034	53
HSLA-80	204100	600	675	0.89	0.0050	18

Încărcarea static monotonă (forță concentrată la mijlocul deschiderii grinzii) s-a aplicat cu o creștere a deformației de 1.25 mm/min până la apariția primei articulații plastice în secțiunea de sub forță, după care s-a majorat la 5 mm/min, până la atingerea forței maxime; în continuare rata de deformației s-a mărit la 12.5 mm/min. Încărcarea ciclică s-a aplicat conform ghidului pentru încercări ciclice (ATC-24-92), printr-o serie de deplasări elastice, fiecare ciclu corespunzând la 0.25, 0.50, respectiv 0.75  $\Delta_p$ , în care  $\Delta_p$  se calculează pentru elementul elastic echivalent la atingerea momentului plastic  $M_p$ . Apoi s-au mărit treptele de deplasare, succesiv până la  $4\Delta_p$ . Rezultatele s-au interpretat în raport cu încărcarea aplicată  $P$ , momentul corespunzător  $M$ , deplasarea  $\Delta$ , ca și rotirea  $\theta$ , parametri care s-au raportat la valorile caracteristice primei articulații plastice.

Capacitatea de rotire și ductilitate la deplasare s-au determinat cur relațiile:

$$R = \frac{\theta_u}{\theta_p} - 1; \quad \mu = \frac{\Delta_{\text{max}}}{\Delta_p} - 1 \quad (\text{II.21-II.22})$$



Rezultatele încercărilor corespunzătoare la diferite zvelteți de perete sunt sintetizate în tabelul II.8. Dintre acestea, doar testul 11-C se referă la oțelul A36 – solicitare ciclică, celelalte sunt încercări monotone și ciclice pentru oțelurile HSLA.

Tabelul II.8: Caracteristici de ductilitate ale oțelurilor de înaltă performanță

Test nr.	$F_{yf}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$b/t_f \sqrt{F_{yf}}$	$h_c/t_w \sqrt{F_{yf}}$	R	$\mu$
3 – M	565	140	663	7.5	10.0
6 – M	607	217	687	3.5	4.1
10 – C	607	145	687	2.0	2.5
11 – C	324	162	527	3.6	5.4
12 – C	607	217	687	1.1	1.6

Pentru elementele confecționate din oțel HSLA-80 începutul voalării tălpilor s-a constatat între 2.0 și 2.5 $\Delta_p$ , iar la 4.0 $\Delta_p$  s-a produs și voalarea inimii. Comparând capacitățile de rotire se observă o valoare de 3.5 (test 6-M) la încărcarea monotonă față de 1.1 (test 12-C) la încărcarea ciclică.

Pentru oțelul moale nu s-au mai efectuat încercări monotone, considerându-se satisfăcătoare rezultatele din literatură,  $R \geq 12$  (Lukey și Adams, 1969; Kuhlman, 1989). Comportarea ciclică a fost însă diferită față de celelalte două elemente. Voalarea tălpilor s-a produs după trei cicluri succesive la deformația 4.0 $\Delta_p$ , iar cea a inimii a început la 6.0 $\Delta_p$ . La valoarea încărcării de 8.0 $\Delta_p$  s-a observat o fisură într-una din tălpi, care a crescut prelungindu-se și în inimă la 9.0 $\Delta_p$ .

Pentru a avea un termen de comparație al rezultatelor obținute, în tabelul II.9 sunt prezentate criteriile de zveltețe ASC-LRFD [2.19].

Tabel II.9: Condiții de ductilitate conform [2.19]

Elementul comprimat	Zvelteța limită	Neseismic (N/mm <sup>2</sup> ) <sup>0.5</sup>	Seismic (N/mm <sup>2</sup> ) <sup>0.5</sup>
Talpa	$b_f/2t_f \sqrt{F_{yf}}$	171	137
Inima	$h_c/t_w \sqrt{F_{yf}}$	1681	1365

Toate elementele din tabelul II.8 respectă criteriile de zveltețe pentru inimă în condiții de solicitări seismice, nu însă și pentru tălpi. Elementele 3, 10 și 11 respectă condițiile de compactitate pentru cerințe neseismice.

În concluzie la încercările experimentale efectuate în lucrările [2.17] și [2.18] se poate constata:

- indicele de curgere  $\rho_y$  are o influență majoră în răspunsul inelastic al oțelului;
- încercările experimentale au relevat o reducere importantă a capacității de rotire în cazul solicitării ciclice. De aceea criteriile de zveltețe prescrise de ASC-LRFD sunt aplicabile numai la oțelul moale din clasa A36.

Capacitatea de deformare a oțelurilor de înaltă rezistență ( $R_m=780$  N/mm<sup>2</sup>) fabricate în Japonia este analizată teoretic și experimental în lucrarea [2.20]. Scopul cercetării este de

a examina modul de cedare, prin voalare locală de placă sau prin rupere ductilă, și de a estima cantitativ capacitatea de deformare a unor grinzi confecționate din oțel de înaltă rezistență, cu secțiuni H (secțiuni cu tălpi late). Proprietățile mecanice ale materialului rezultate din încercări de tracțiune pentru grosimile considerate sunt prezentate în tabelul II.10.

Tabel II.10: Proprietăți mecanice pentru oțeluri de înaltă rezistență [2.19]

Grosime de placă	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E \cdot 10^5$ (N/mm <sup>2</sup> )	$E_{st}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon_{st}$ (%)	$\epsilon_u$ (%)	Alungirea (%)	$\rho_y$
8	784	814	2.03	696	1.91	6.70	12.20	0.96
9	764	809	2.11	1100	1.84	7.75	14.00	0.95
10	771	804	2.04	8720	2.52	7.18	13.70	0.96
12	757	791	2.06	8090	1.93	7.19	14.50	0.96

În ce privește influența raportului  $b/t_f$  (semi-lățimea tălpii/grosime) este cunoscut că o valoare redusă întârzie sau chiar împiedică voalarea locală a tălpii comprimate. Dar dacă raportul este mai mic decât o anumită valoare, deformațiile din încovoiere cresc foarte mult, astfel că cedarea nu va avea loc prin rupere ductilă în talpa întinsă.

Un raport  $d/t_w$  (înălțimea/grosimea inimii) mai mic, conduce la împiedicarea voalării locale a tălpii, astfel că cedarea este hotărâtă de comportarea ductilă a tălpii întinse.

În ce privește influența lungimii grinzii asupra capacității de deformare, s-a constatat că în cazul grinzii mai scurte, cedarea se produce prin rupere ductilă, la grinda cu deschidere mai mare, aceasta are loc prin voalarea tălpii comprimate, la aceeași zveltețe de secțiune. Modul de cedare este așadar influențat de gradientul momentului încovoietor.

În concluzie se poate spune că în cazul grinzilor confecționate din oțel de înaltă rezistență, capacitatea de deformare este influențată direct de efectul voalării locale a tălpii comprimate și de efectul ruperii ductile a tălpii întinse, în funcție de zveltețile de placă și de gradientul momentului.

O analiză teoretică privind ductilitatea elementelor cu secțiune H confecționate din oțel de înaltă rezistență cu indice de curgere scăzut (LYR- low yield ratio), fabricat de asemenea în Japonia, este prezentată în lucrarea [2.21]. În lucrare se analizează efectul indicelui de curgere asupra voalării locale, propunându-se formule pentru capacitatea maximă la încovoiere a secțiunilor H.

Din curbele moment-rotire (fig.II.9) rezultă că la zvelteți reduse ale tălpilor ( $b/t_f=8$ ), momentul maxim atins de oțelurile cu indice de curgere redus (LYR) este mai mare decât la oțelul de înaltă rezistență obișnuit (SM 570); la rapoarte mai mari ( $b/t_f=14$ , respectiv 20), voalarea locală este cea care modifică panta curbei.

Ductilitatea este analizată în funcție de capacitatea de absorbție de energie, de gradientul momentului și de capacitatea de rotire plastică (fig.II.10). Se constată că la zvelteți reduse ale tălpii, comportarea oțelurilor cu indicele de curgere redus este favorabilă; de

asemenea, cu cât zona de ecrusare este mai mare, cu atât și capacitatea de deformare după atingerea vârfului va fi mai mare.

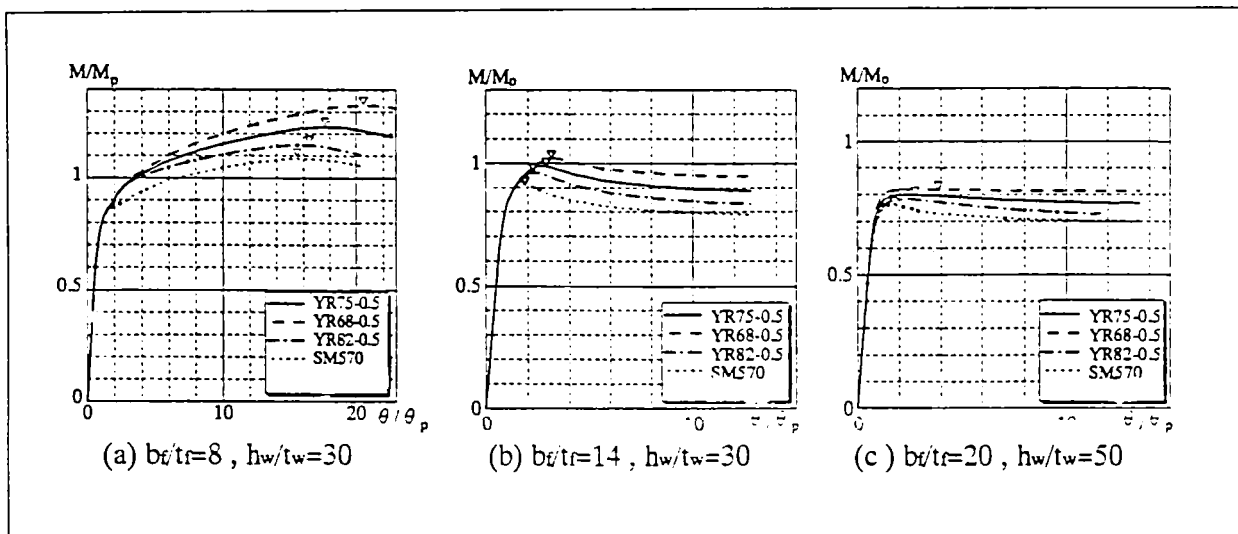


Figura II.9. Curba moment-rotire la oțelurile japoneze cu indice de curgere redus [2.21]

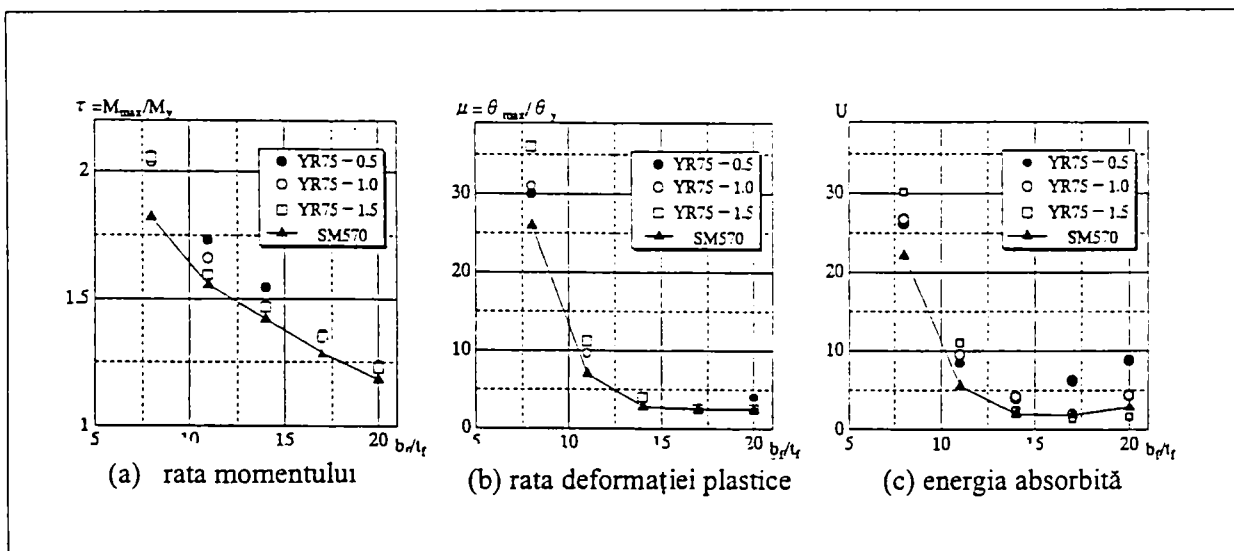


Figura II.10. Ductilitatea oțelurilor japoneze cu indice de curgere redus [2.21]

## II.3 Ductilitatea elementelor din oțel sensibile la rupere fragilă

### II.3.1 Rezistența de rupere la un număr redus de cicluri

În scopul evaluării ductilității elementelor metalice, încă din anul 1969, la al 14-lea congres de inginerie seismică WCEE, Yamada [2.22] a propus folosirea mărimii mecanice de limită de rupere la un număr redus de cicluri. S-a constatat experimental că această limită este bine evidențiată în cazul încercării elementelor încovoiate cu forță

axială constantă. Același autor sintetizează mai târziu [2.23] studiile privind comportarea la cicluri reduse atât pentru elemente metalice cât și cadre cu și fără contravântuiri.

Ductilitatea elementelor solicitate la încovoiere ciclică poate fi urmărită prin încercări la un număr redus de cicluri cu amplitudine constantă, fiind ilustrată de relația dintre deplasarea laterală  $\delta_a$  și numărul de cicluri  $N_B$  până la rupere (sau  $R_a = \delta_a/h$  și  $N_B$ ) reprezentate în scară logaritmică, ca oricare altă încercare de oboseală. Factorii care influențează rezistența la rupere sunt nivelul forței axiale  $n = N/N_y$ , zveltețea de placă  $b/t$ , sau  $d/w$  (dimensiunile tălpii, respectiv inimii, la profilul I). Din încercările experimentale s-a constatat că efectul cel mai important asupra ductilității îl reprezintă nivelul forței axiale, propunându-se formule empirice pentru secțiunile din profile cu tălpi late [2.22]:

$$\log R_a = -0.54 \log N_B - 0.51 \quad (\text{II.23a})$$

$$\log R_a = -0.63 \log N_B - 1.13 \quad (\text{II.23b})$$

în cazul secțiunilor compacte, cu  $b/t = 7$ .

Rezistența la rupere la un număr redus de cicluri determinată analitic de Yamada și Kuwamura [2.24] și calculată pentru o lungime a zonei plastice egală cu 1.6 din deschiderea elementului este comparată cu valorile obținute experimental din figura II.11, rezultând următoarele limite:

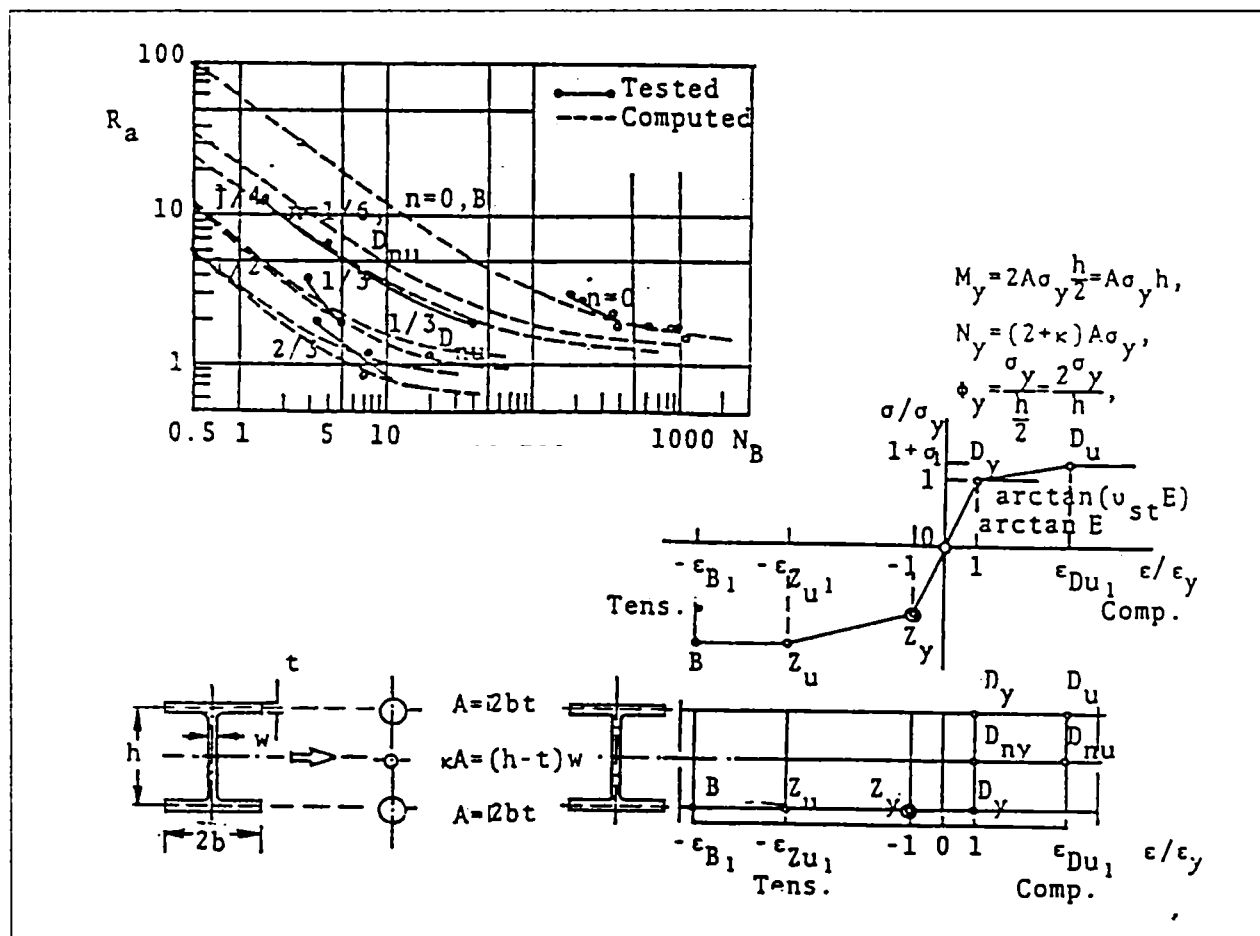


Figura II.11: Rezistența la rupere la un număr redus de cicluri

- fără forță axială,  $n = 0$  (tip grindă), rezistența limită se atinge la apariția efortului de rupere din tracțiune ( $B$ ) în talpa întinsă;
- la un nivel redus al forței axiale,  $n < 1/2$ , ea se atinge la apariția efortului de compresiune ultim ( $D_{nu}$ ) în inima profilului;
- la un nivel ridicat al forței axiale,  $n > 1/2$ , rezistența limită se atinge la efortul de rupere la compresiune ( $D_u$ ) în talpa comprimată.

În ce privește influența zvelteții de placă s-au propus următoarele formule empirice:

$$\log R_a = -0.5 \log N_B - [0.70 + 0.032(b/t)] \quad (\text{II.24a})$$

pentru secțiunile I cu tălpi late și

$$\log R_a = -0.5 \log N_B - [0.30 + 0.04(b/t)] \quad (\text{II.25b})$$

pentru secțiunile cheson (fig. II.12).

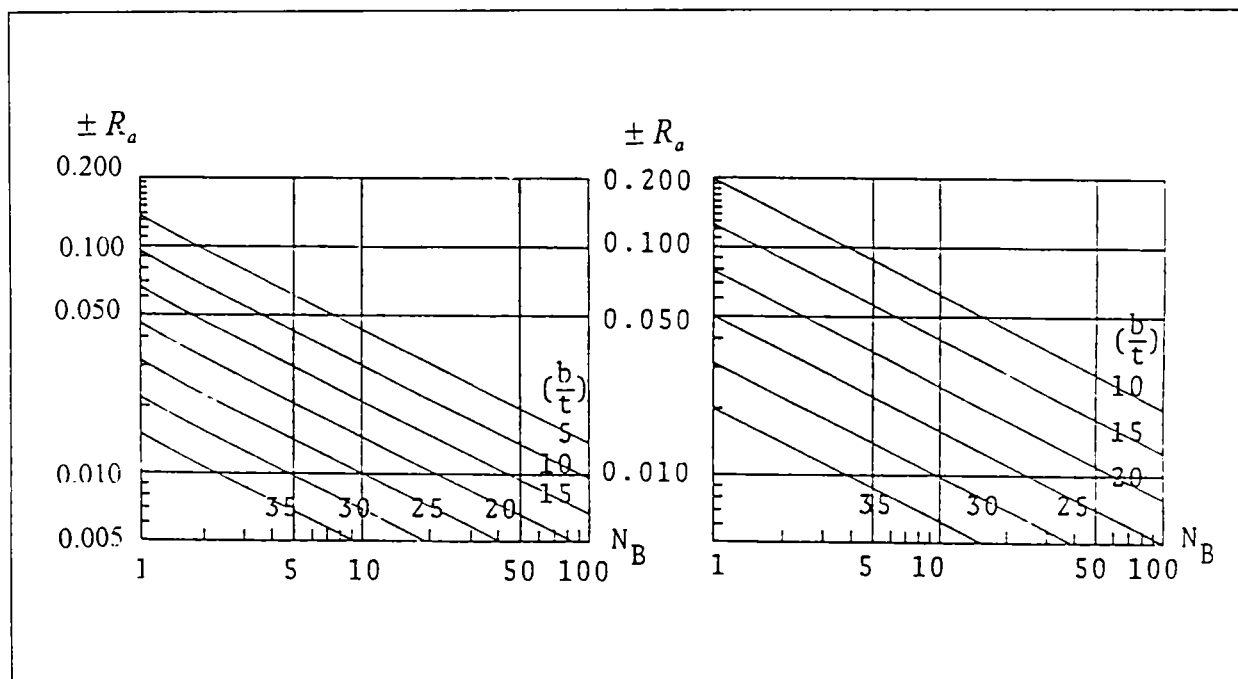


Figura II.12: Rezistența la rupere la un număr redus de cicluri funcție de zveltețea de placă

### II.3.2 Mecanismul ruperii fragile

În general proiectantul verifică dacă solicitările structurii nu depășesc stările limită prevăzute în calcul. În mod clasic se verifică dacă solicitările aplicate nu ating stările limită ultime de rezistență ale elementelor. În realitate, și în anumite condiții pot interveni alte moduri de cedare, care se manifestă printr-o rupere brutală a elementului. Această rupere brutală se poate produce chiar la eforturi mai mici decât limita de elasticitate a materialului.

Riscul cedării prin rupere brutală se manifestă însă numai dacă există condiții defavorabile:

- prezența unui defect (fisură sau alte defecte de sudare);
- zonă cu concentrări de eforturi, care rezultă dintr-o discontinuitate geometrică (datorată fie solicitărilor, fie unor eforturi reziduale);
- folosirea unui material cu energie de rupere slabă (reziliență sau tenacitate redusă).

Potrivit conceptului de oboseală din mecanica ruperii materialelor, o structură supusă la solicitări variabile poate ce da la un număr de cicluri de aplicare a acestora chiar dacă rezistența statică nu a fost depășită. Acest fenomen rezultă din propagarea lentă a fisurilor microscopice sau macroscopice, preexistente în material. Ruperea se produce când fisura a atins o anumită dimensiune critică; ea poate fi de tip ductil, fragil sau mixt.

Ruperea fragilă poate avea loc numai în cazul acțiunii concomitente a doi factori simultani: pierderea locală a plasticității metalului și existența unor eforturi unitare de întindere suficient de mari. Acestor factori principali li se pot asocia și alți factori agravanți, dar fenomenul nu poate avea loc dacă lipsește unul din factorii de bază.

Pierderea plasticității poate fi reversibilă, și în acest caz se numește fragilitate, sau ireversibilă, denumită fragilizare.

Factorii care produc fragilitatea sunt:

- scăderea temperaturii,
- creșterea vitezei de solicitare, respectiv a ratei de deformare,
- triaxialitatea stării de eforturi unitare.

Factorii care produc fragilizarea sunt:

- tratamentele mecanice (deformare plastică la rece),
- tratamentele termice (detensionare, supraîncălzire),
- îmbătrânirea naturală sau artificială,
- saturarea metalului cu gaze.

Tensiunile locale de întindere sunt generate de concentratori, care pot fi geometrici (crestături în V, variații bruște de secțiune, raze de racordare prea mici, macro și microfisuri); concentratorii pot fi metalurgici (variații bruște de structură a oțelului, de duritate, de dimensiuni ale grăunților cristalini, microsegregații); concentratorii pot fi de asemenea mecanici (tensiuni reziduale).

Analiza procesului de rupere fragilă evidențiază trei faze succesive, distincte în comportarea materialului:

- amorsarea unei fisuri ductile în punctul de concentrare a eforturilor, sub limita de curgere,
- o propagare (creștere stabilă) a fisurii ductile prin creșterea deformației plastice, fără o modificare a efortului,
- trecerea bruscă a fisurii ductile în fisură fragilă, într-o manieră de tip șoc.

Acest proces de rupere a fost observat la structurile avariate în timpul cutremurului de la Kobe din anul 1995 (magnitudinea de 7.2) și evidențiat și de încercările efectuate în laborator, post-Kobe [2.25]. S-a constatat că amorsarea fisurii este generată de o alungire uniformă a materialului și de starea de tensiune triaxială de la rădăcina fisurii, propunându-se următoarea formulă empirică pentru calculul deformației:

$$\varepsilon_c = \frac{e_u}{\tau_{virf}^2} \quad (II.26)$$

în care  $\varepsilon_c$  este deformația la inițierea fisurii.  $E_u$  este alungirea uniformă a materialului, iar  $\tau_{virf}$  este valoarea maximă a efortului triaxial funcție de tenacitatea materialului, stabilit pe baza criteriului van Mises (de formare a zonei de plasticizare în jurul fisurii) din mecanica ruperii elasto-plastice.

Aprecierea energiei de rupere folosind încercarea de încovoiere prin șoc cu pendulul Charpy este influențată de o serie de parametri, cum sunt de exemplu viteza de încărcare relativ mare ( $\approx 5$  m/s), dimensiunile reduse ale epruvetei sau temperatura de referință. De aceea încercările trebuie corectate ținând seama de condițiile reale ale solicitării seismice. Pentru evaluarea comportării la solicitarea de șoc se propune determinarea gradului de tenacitate:

$$D = \frac{E_v / A_v}{\sigma_u \cdot t} 1000 \quad \frac{J / mm^2}{N / mm^2 \cdot mm} \quad (II.27)$$

în care:  $E_v$  este energia de rupere,  $A_v$ , aria netă a epruvetei cu creștătură în V,  $\sigma_u$ , rezistența la rupere din tracțiune, iar  $t$  este grosimea de placă.

În EC3, capitolul referitor la rezistența la oboseală, tenacitatea este definită ca valoarea critică care caracterizează cantitativ rezistența materialului la propagarea brutală a unei fisuri în modul I (deschiderea fisurii, cazul curent) și în starea de deformare plană. Tenacitatea se determină experimental pe epruvete cu creștătură și cu o fisură de oboseală provocată, depinzând de temperatura de încercare. Există de aceea relații experimentale între energia de rupere KV dată de încercarea prin șoc pe epruvete Charpy și tenacitate.

Din încercările la oboseală s-a observat că rata de creștere a deschiderii fisurii este proporțională cu lungimea acesteia, cu alte cuvinte se poate exprima prin raportul:

$$\frac{\delta a}{\delta e} = c \cdot a \quad (II.28)$$

în care:

$a$  este lungimea fisurii, iar  $e$  este energia aplicată. Se obține o relație exponențială între  $a$  și  $e$  (fig.II.13). Constanta  $c$  nu este deocamdată determinată în cazul ruperii fragile,



deoarece nu se cunoaște încă în ce măsură este influențată de neliniaritatea curbei efort-deformație a fisurii.

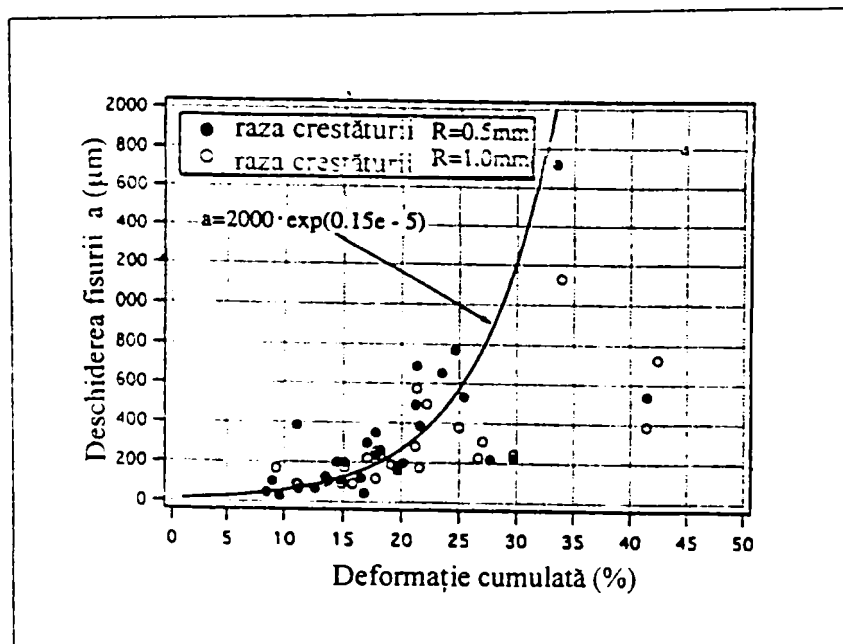


Figura II.13: Deschiderea fisurii funcție de energia aplicată

### II.3.3 Verificarea practică a riscului ruperii fragile

Intrucât în literatură există reglementări privind modul de comportare a elementelor supuse la cicluri de oboseală, se vor prezenta succint metodele curente, cea cuprinsă în norma franceză A 36-010 și cea dezvoltată în EUROCODE 3 (care reprezintă de fapt o prelucrare a normei franceze sus amintite și a celei engleze R6) [2.26], [2.27]. Ideea principală pe care se bazează recomandările anexei C din EC3 este de a se alege acea calitate de oțel care permite evitarea riscului ruperii brutale. Această alegere se bazează pe cerințele unei valori minime a energiei de rupere, denumită Charpy V, obținută pentru o temperatură specificată. Normele, în particular, STAS 500/1-89 [2.28] garantează pentru diferitele calități de oțel valoarea minimă a energiei de rupere. Este suficient atunci de a verifica dacă produsul satisface exigențele cerute. Într-un mod asemănător se procedează și conform metodei propuse de Pellini, SUA [2.29], pentru alegerea oțelurilor pentru construcții.

#### II.3.3.1 Metoda normei franceze A 36-010

Metoda franceză se bazează pe mecanica ruperii liniar elastice. Ea tratează numai cazul ruperii brutale fragile, adică cazul în care zonele plastice de la rădăcina fisurii se neglijează. La baza aplicării metodei stau următoarele criterii:



A - se pornește de la ipoteza unui defect cu dimensiuni cunoscute. Se deduce un factor al intensității eforturilor  $K_I$  și tenacitatea necesară  $K_{IC}$ , corespunzătoare temperaturii de exploatare;

B - prin corelarea tenacității  $K_{IC}$  cu energia de rupere KV se deduce temperatura necesară la care oțelul trebuie să prezinte o energie de rupere de 28 Joules;

C - se corectează această temperatură ținând seama de următoarele efecte:

- viteza de încărcare,
- grosimea plăcii.

### Valoarea $K_{IC}$ necesară

$K_{IC}$  (tenacitate) este valoarea critică a factorului de intensitate a efortului. Defectul critic, în sensul mecanicii ruperii liniar elastice, care poate fi suportat de material fără ca acesta să se rupă poate fi un defect interior sau de suprafață (fig.II.14):

- semi elipsă de suprafață, cu lungimea  $2c = 50$  mm și adâncimea  $a = 25$  mm;
- defect care traversează elementul, cu  $2a = 28$  mm.

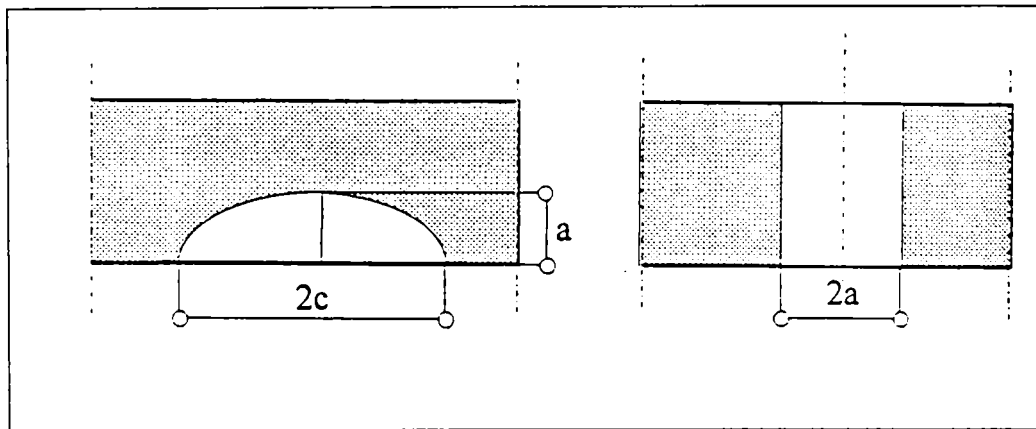


Figura II.14: Defectul critic pentru determinarea tenacității [2.25]

Soluția clasică pentru factorul intensității efortului este:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (\text{II.29})$$

La rupere, tenacitatea necesară în prezența defectului presupus va fi:

$$K_{IC} = K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (\text{II.29}')$$

În cazul general, în care în elementul structurii există eforturi reziduale, pentru siguranță se admite la limită că efortul  $\sigma$  este egal cu limita de curgere a materialului plus 50 N/mm<sup>2</sup>, ținând seama de faptul că valoarea garantată de producător este minimă:

$$K_{IC} = (f_y + 50) \sqrt{\pi \cdot a} \quad (\text{II.30})$$

Se pot calcula astfel valorile  $K_{IC}$  necesare astfel ca defectele geometrice considerate să nu se propage în element, sub acțiunea unui efort egal cu limita de curgere a materialului. Deoarece normele nu definesc valoarea lui  $K_{IC}$ , ci energia de rupere KV, este necesară corelarea celor două mărimi.

### Corelarea lui $K_{IC}$ cu KV

Clasele de oțel sunt definite prin temperatura de încercare la care este garantată o valoare convențională a energiei de rupere KV; acest nivel convențional este de 27 j, iar temperatura încercării cu pendulul Charpy poate fi definită ca TK27. Astfel, se poate căuta o corelație între TK27 și  $TK_{IC}$ , cu atât mai mult cu cât temperatura de serviciu a structurii trebuie să fie:

$$TS \geq TK_{IC} \quad (II.31)$$

Relația empirică de legătură dintre cele două mărimi este:

$$TK_{IC} = 1.4TK27 + \beta + 25^\circ C \quad (II.32)$$

în care  $\beta$  are următoarea expresie:

$$\beta = 70 \ln \left( \frac{(f_y + 50) - 100}{380} \right) \quad (II.33)$$

### Efectul vitezei de solicitare și grosimea elementului

În figura II.15 sunt date exemple de viteze ale deformațiilor unitare induse de diverse tipuri de acțiuni. Important este să se cunoască viteza de deformare a elementului structurii considerate mai mult de cât viteza acțiunii. Cele două viteze nu sunt compatibile, datorită comportării dinamice a structurii. În practică s-au reținut trei viteze convenționale ale deformațiilor unitare (rata de deformare):

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} &= 10s^{-1} && \text{(viteză rapidă, din solicitări dinamice),} \\ \dot{\epsilon} &= 10^{-1}s^{-1} && \text{(viteză lentă, din solicitări lente),} \\ \dot{\epsilon} &= 10^{-4}s^{-1} && \text{(viteză statică, din solicitări statice)} \end{aligned}$$

Corecția care ține seama de influența vitezei deformațiilor unitare  $\dot{\epsilon}$  este:

$$\Delta T_v = [83 - 0.08(f_y + 50)] \dot{\epsilon}^{0.17} \quad (II.34)$$

cu  $\Delta T_v$  în  $^\circ C$ ,  $f_y$  în  $N/mm^2$  și  $\dot{\epsilon}$  în  $s^{-1}$ .

Influența grosimii epruvetei asupra temperaturii de tranziție este determinată pe cale experimentală (fig.II.16), respectând ipotezele din mecanica ruperii liniare, astfel că  $\Delta T_t=0$  pentru o grosime de placă  $t=110$  mm.

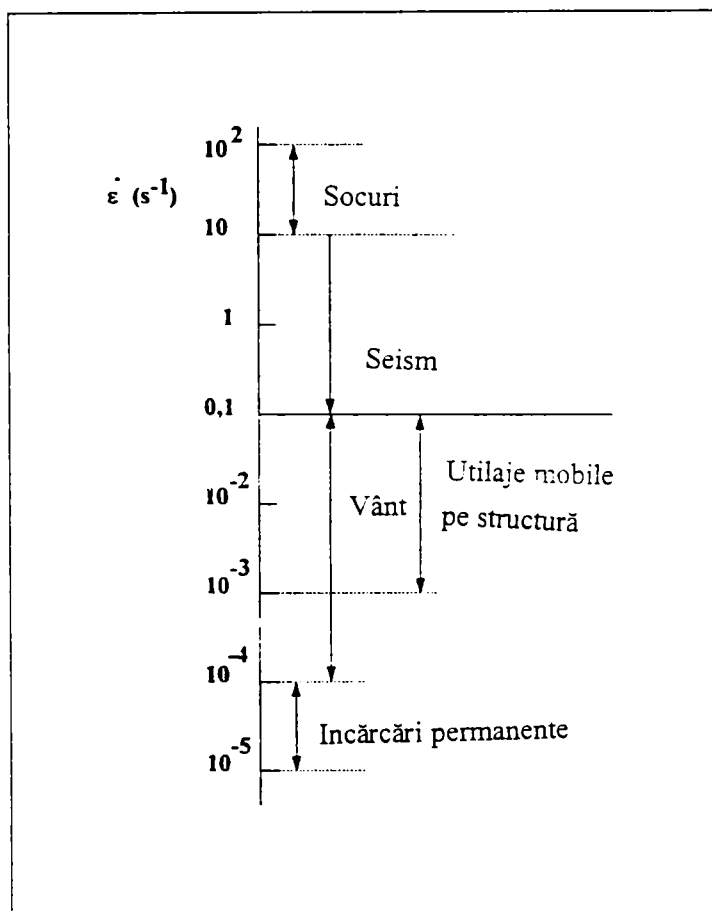


Figura II.15: Viteze ale deformațiilor unitare

Formula generală de verificare este:

$$TS \geq 1.4TK27 + \beta + \Delta T_v + \Delta T_t \quad (II.35)$$

Norma A36-010 furnizează o reprezentare grafică care facilitează aplicarea ecuației II.35 pentru diferite calități de oțel, ținând seama de parametrii (viteza de deformare, grosime de placă) care intervin în definirea nivelului de temperatură care garantează energia cerută.

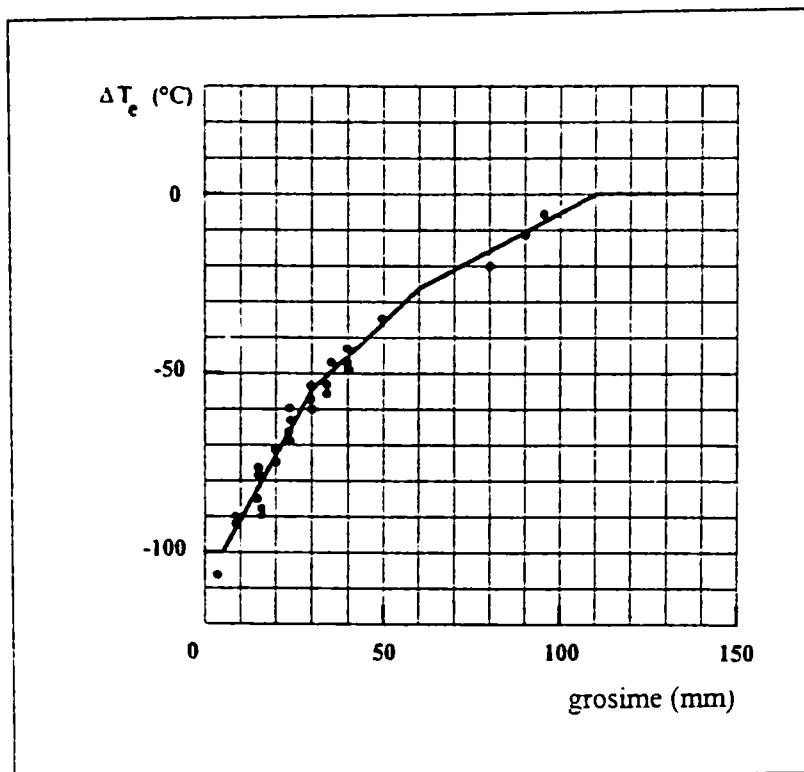


Figura II.16: Temperatura de tranziție funcție de grosimea epruvetei

### II.3.3.2 Metoda după EUROCODE 3

Metoda din EC3 este o metodă mai generală deoarece face apel la mecanica ruperii elasto-plastice. Ea definește o curbă de interacțiune între doi parametri adimensionali,  $K_r$  și  $L_r$ , care caracterizează ruperea fragilă, respectiv ductilă:  $K_r = K_I / K_{IC}$ , iar  $L_r$  este raportul dintre efortul nominal și efortul ultim plastic în secțiunea fisurată.

Parametrii care intervin în alegerea calității de oțel, diferiți de cei ai normei franceze sunt:

#### Condiții de exploatare

S1: construcții nesudate, efortul local de tracțiune  $\sigma_1 < 0.2f_y$ ;

S2:  $0.2f_y < \sigma_1 \leq 0.67f_y$ ;

S3:  $0.67f_y < \sigma_1 \leq 2f_y$ .

#### Viteza de încărcare

R1 ( $\dot{\epsilon} = 10^{-3} s^{-1}$ ): încărcări permanente, vehicule, vânt;

R2 ( $\dot{\epsilon} = 1 s^{-1}$ ): impact, șoc, explozie.

Tenacitatea necesară rezultă din ecuația:

$$K_{IC} = (\gamma_c \alpha)^{0.55} \cdot f_{y1} \cdot t^{0.15} \cdot \frac{1}{1.226} \quad (\text{II.36})$$

în care:

$$f_{y1} = f_y - 0.25t \cdot f_y \cdot \frac{1}{235}, \quad \alpha = \frac{1}{k_a + k_b \ln t + k_c \cdot t^{0.5}}, \text{ cu coeficienții } k \text{ definiți în}$$

funcție de condițiile de exploatare, conform tabelului de mai jos:

	S1	S2	S3
$k_a$	0.18	0.18	0.10
$k_b$	0.40	0.15	0.07
$k_c$	0.03	0.03	0.04

Temperatura minimă de exploatare este dată de relația:

$$T_{\min} = 1.4TK27 + 25 + \beta + (83 - 0.08f_{y1})\dot{\epsilon}^{0.17} \quad (\text{II.37})$$

în care  $\beta = 100(\ln K_{IC} - 8.06)$ .

### II.3.3.3 Alegerea oțelurilor pe baza încercării Pellini

O metodă de alegere a oțelurilor pentru diferite lucrări, dintre care și de construcții, dar în special calitățile de oțel pentru nave, propusă de W.S. Pellini [2.29] este larg răspândită în Statele Unite. Ea constă din încercări de încovoiere prin șoc pe sonetă (drop weight test) și încovoiere prin explozie (explosive bulge test).

Pe baza acestor încercări s-a propus folosirea temperaturii de tranziție a oțelului (NDT – Nil Ductility Temperature) pentru determinarea domeniilor de tensiuni și temperaturi în care există pericolul de rupere a elementelor metalice, atât din punct de vedere a amorțării cât și a propagării ruperii fragile. Domeniile respective sunt ilustrate schematic în figura II.17. Curba “a”, caracteristică oțelurilor ferito-perlitice indică tensiunile nominale limită care pot fi admise fără pericolul ca o rupere fragilă o dată amorțată să se propage pe lungimi mari, transformându-se într-o rupere catastrofală. Experimental s-a stabilit că nivelul minim sub care nu se mai poate propaga o rupere fragilă este de 40 – 60 N/mm<sup>2</sup>. Curba “b” indică tensiunile nominale limită care pot fi admise fără să existe pericolul de amorțare a ruperii fragile.

Grupând în aceeași diagramă ambele categorii de curbe – amorțarea și respectiv propagarea ruperii – s-a obținut diagrama de analiză a ruperii (fig.II.18). În cazul unor defecte de lungime mică, adică de ordinul de mărime a fisurilor care se formează la rădăcina cordonului de sudură, ruperea fragilă se amorsează la o tensiune nominală egală cu limita de curgere a materialului și o temperatură egală cu temperatura de tranziție, NDT; la tensiuni nominale mai mari decât limita de curgere, aceasta are loc la temperaturi ce depășesc NDT (curba b1). Dacă defectele au lungimi mai mari, fuperea fragilă se poate amorsa la tensiuni normale mai scăzute, deci curba b1 se va translata în

pozițiile succesive b2, b3, b4, corespunzător amorsării ruperii fragile la tensiuni tot mai reduse.

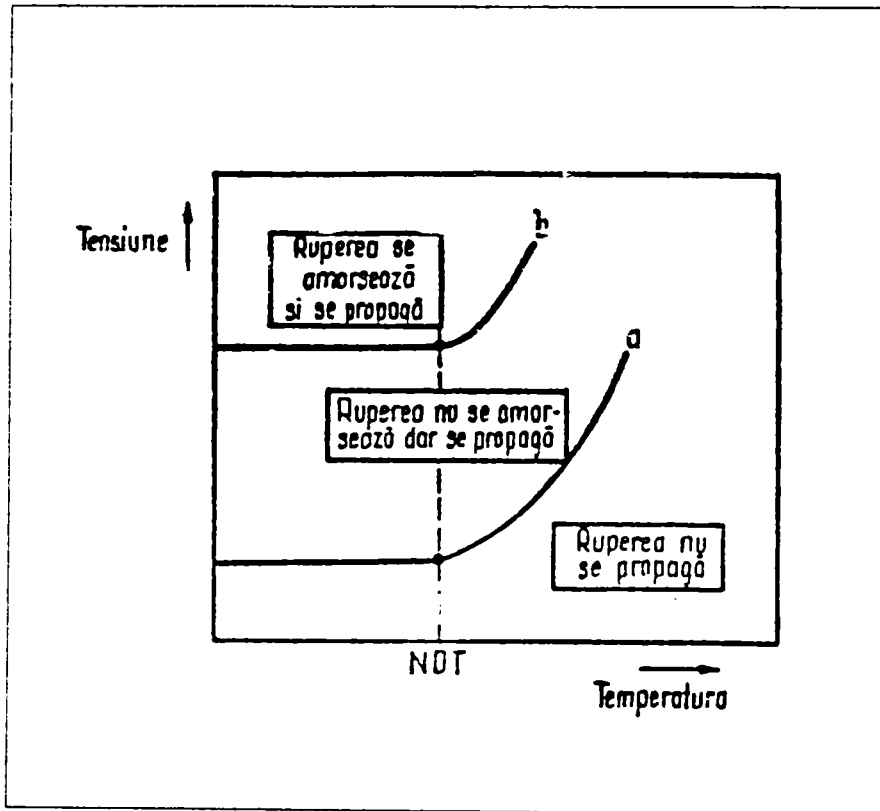


Figura II.17: Domeniile de rupere fragilă

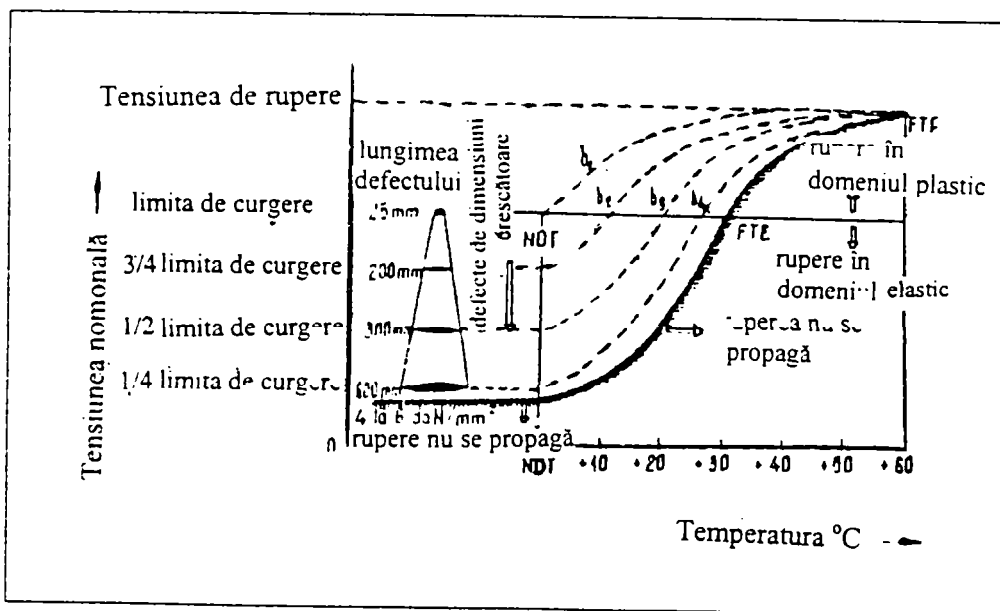


Figura II.18: Diagrama de analiză a ruperii

Se observă că singura caracteristică care trebuie cunoscută pentru aprecierea pericolului de rupere fragilă este temperatura de tranziție a oțelului. Corelarea temperaturii de

tranziție din încercarea Pellini cu temperatura de tranziție din încercarea de încovoiere prin șoc pe epruveta Charpy cu creștătură în V, pentru oțelurile de construcții conform STAS 500/1-89 [2.28] este arătată în figura II.19.

Dacă se admite variația liniară între cele două temperaturi, corelarea se exprimă prin ecuația:

$$NDT = 1.28T_{KV} + 12.3 \quad (^\circ C) \quad (II.38)$$

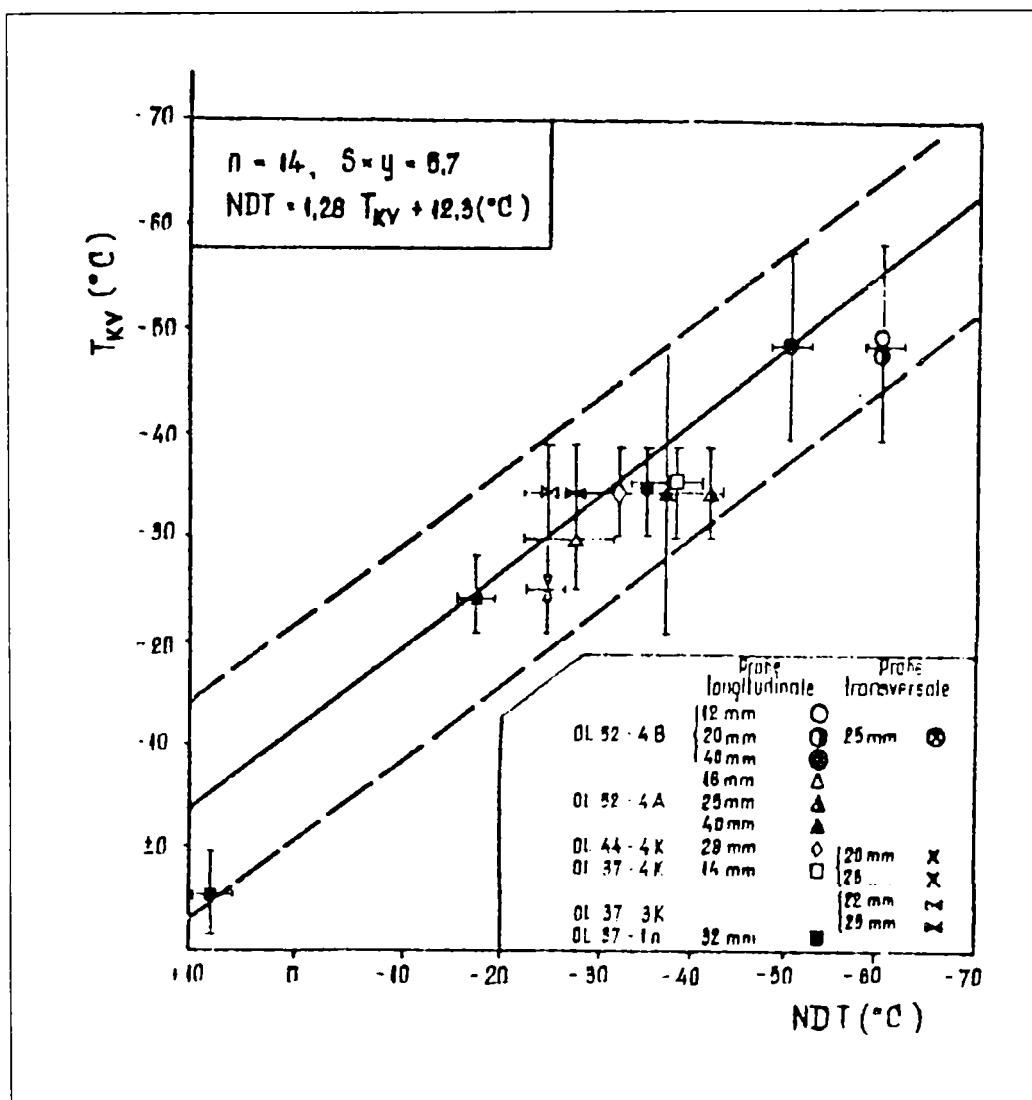


Figura II.19: Corelarea dintre încercările Pellini și Charpy

#### II.4 Concluziile capitolului

Perfecționarea tehnologiei de fabricație a făcut ca valorile reale ale caracteristicilor oțelului să fie sensibil mai mari de cât cele prescrise. Acest fapt are consecințe favorabile asupra capacității portante ale elementelor din structurile metalice, Dar, o împrăștiere prea mare a limitei de curgere poate conduce la imposibilitatea de a dirija formarea

articulațiilor plastice și în consecință să nu apară mecanismul plastic favorabil, care să disipeze energia indusă. Ținând seama de acest aspect, unele norme iau măsuri de siguranță, (ECS, de exemplu, face ipoteza că valoarea reală a limitei de curgere poate depăși cu cel mult 10% valoarea minimă prescrisă), dar este discutabil dacă aceste măsuri sunt suficiente pentru a controla modul în care cedează structura.

O influență defavorabilă asupra ductilității o are viteza de încărcare. Caracterul dinamic al acțiunilor seismice are ca efect reducerea ductilității.

O dată cu creșterea ratei de deformare,  $\dot{\epsilon} = d\epsilon / dt$ , crește atât limita de curgere cât și cea de rupere. Creșterea fiind mai mare pentru limita de curgere decât cea de rupere, indicele de curgere  $\rho_y$  crește o dată cu creșterea lui  $\dot{\epsilon}$ . Modulul de elasticitate nu este influențat de rata de deformare.

Un alt parametru care influențează caracteristicile mecanice este temperatura. Limita de curgere crește cu scăderea temperaturii. Rezistența la rupere este afectată în măsură mai mică.

Prezența unor suduri este de asemenea un factor care duce la creșterea limitei de curgere, nu însă și a celei de rupere, în zona influențată termic. Ca urmare, indicele de curgere  $\rho_y$  crește și deci materialul este mai puțin ductil în acea zonă.

O problemă importantă privind ductilitatea oțelului o reprezintă caracterul ruperii. Aceasta poate fi ductilă, dacă are loc după o deformare plastică extinsă și însoțită de propagarea lentă a fisurilor, sau fragilă, cu dezvoltare rapidă a fisurilor și disipare redusă de energie.

Temperatura și rata de deformare sunt factori importanți care influențează caracterul ruperii. Temperatura cea mai înaltă la care se produce ruperea în manieră fragilă se definește ca temperatura de ductilitate nulă, NDT (nil-ductility temperature). Incercări efectuate în Japonia sub conducerea lui Akiyama [2.30] au dus la concluzia că pentru profilele laminate,  $NDT = -95 \text{ }^\circ\text{C}$ , iar pentru cele sudate,  $NDT = -60 \text{ }^\circ\text{C}$  (în condițiile în care a fost simulat cutremurul de la Kobe din 1995).

Temperatura la care se elimină riscul de rupere fragilă în domeniul plastic se definește ca temperatură de tranziție în domeniul plastic, FTP (fracture-transition plastic):

$$FTP \approx NDT + (40 \text{ }^\circ\text{C} \div 60 \text{ }^\circ\text{C}) \quad (\text{II.39})$$

Rezultă că în cazul structurilor sudate,  $FTP = -20 \text{ }^\circ\text{C} \div 0 \text{ }^\circ\text{C}$ , așadar riscul ruperii fragile este cât se poate de real pentru structurile care se află în aer liber.

Influența ratei de deformare asupra comportării ductile a oțelului va fi detaliată în capitolul III, în raport cu caracteristicile de mișcare.



## II.5 Bibliografie

- 2.1 Th.V.Galambos (1999). Recent research and design developments in steel and composite steel-concrete structures in USA. 6<sup>th</sup> International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, SDSS'99, Timișoara, 9-11 September 1999
- 2.2 INCERC-Timișoara (2000). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Metode moderne pentru mărirea ductilității structurilor metalice. Contract nr.551/2000, cod 1B.25/16.4, faza 1B.25.1: Probleme de calcul și realizarea detaliilor la structurile metalice amplasate în zone seismice
- 2.3 P100-92. Normativ pentru proiectarea antiseismică a construcțiilor civile, industriale, social-culturale și agrozootehnice
- 2.4 INCERC-Timișoara (1997). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizare mișcărilor de tip Banat; contract A83, faza A.83.1: Studiu privind influența limitei superioare de elasticitate asupra comportării la încovoiere și la întindere a oțelului de construcții la solicitări statice și dinamice
- 2.5 CEN (1992), EUROCODE 3. Design of steel structures. Part 1.1. General rules for buildings. DD ENV 1993-1-1
- 2.6 ENV (1998), EUROCODE 8 – Design of structures for earthquake resistance. Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings. Poject EN 1998-1. Draft No.1, May 2000
- 2.7 C.Leblois (1972). Influence de la limite de l'acier doux. Thèse. Faculté de Science Appliquées, Université de Liège
- 2.8 E.Schmidtmann, K.Westmann (1970). Einfluß erhöhter Dehngeschwindigkeit auf die Streckgrenze unlegierter Stähle, unter Berücksichtigung der Ausbreitung elastisch-plastischer Wellen. Arch.Eisenhüttenwesen, 41, Heft 6
- 2.9 N.J.Petch (1964), The upper yield stress of polycrystalline iron. Acta Metallurgica, 12
- 2.10 A.Krabiell (1982). Zum Einfluß von Temperatur und Dehngeschwindigkeit auf die Festigkeits- und Zähigkeitskennwerte von Baustählen mit unterschiedlicher Festigkeit. Teză de doctorat, RWTH Aachen
- 2.11 F.Jähn (1979). Ein neues Verfahren zur Bestimmung der Fließspannungen von metallischen Werkstoffen bei höchsten Dehngeschwindigkeit. Teză de doctorat, TH Karlsruhe
- 2.12 R.Wright, W.Hall (1964). Loading rate effects in structural steel design. Journal of the Structural Division, ST5, October
- 2.13 J.D.Campbell (1953). The dynamic yielding of mild steel. Acta Metallurgica, Pergamon Press, Vol I, New-York
- 2.14 V.Gioncu, F.M.Mazzolani (2001). Ductility of Seismic-Resistant Steel Structures. E&FN SPON, London
- 2.15 H.Kuwamura (1992). High performance steels for earthquake resistant building structures in Japan. Stability and Ductility of Steel Structures under Cyclic Loading (ed. Y.Fucumoto, G.C.Lee), CRC Press Boca Raton Ann Arbor London
- 2.16 H.Kuwamura (1997). Steel properties governing structural seismic behaviour. General Report. Proceedings of STESSA'97, (Mazzolani, Akiyama, eds) , 3-8 August 1997, Kyoto, Japan

- 2.17 M.Iwata, K.Hayashi, T.Ono, F.Yoshida (1997). Evaluation of deformation capacity of various steels. Proceedings of STESSA'97, (Mazzolani, Akiyama, eds) , 3-8 August 1997, Kyoto, Japan
- 2.18 P.S.Green, J.M.Ricles, R.Sause (1997). Response of high performance steel flexural members to inelastic cyclic loading. Proceedings of STESSA'97, (Mazzolani, Akiyama, eds), 3-8 August 1997, Kyoto, Japan
- 2.19 AISC (1994). Manual of Steel Construction, Load and Resistance Factor Design, Chicago, USA
- 2.20 T.Suzuki, T.Ogawa, K.Ikarashi (1997). Evaluation of the plastic deformation capacity modified by the effect of ductile fracture. Proceedings of STESSA'97, (Mazzolani, Akiyama, eds), 3-8 August 1997, Kyoto, Japan
- 2.21 K.Iwatsubo, T.Koganemaru, T.Yamao, T.Sakimoto (1997). Bending strength and ductility of H-section members made of high-strength steel with low-yield ratio. Proceedings of the 5-th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, SDESS'97, (ed.T.Usami), 29-31 July 1997, Nagoya, Japan
- 2.22 M.Yamada (1969). Low cycle fatigue fracture limits of various kinds of structural members subjected to alternately repeated plastic bending under axial compression as evaluation basis or design criteria for aseismic capacity. Proceedings of WCEE, Santiago, Chile. 1969
- 2.23 M.Yamada (1997). Low cycle fatigue fracture limit as the evaluation base of ductility. Proceedings of the 5-th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, SDESS'97, (ed.T.Usami), 29-31 July 1997, Nagoya, Japan
- 2.24 M.Yamada, H.Kuwamura (1980). Erdbbensicherheit von Hochbauten. Stahlbau, Vol.49, No.10, 1980
- 2.25 H.Kuwamura (1997). Ductility of steel members susceptible to brittle fracture. Proceedings of the 5-th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, SDESS'97, (ed.T.Usami), 29-31 July 1997, Nagoya, Japan
- 2.26 J.Brozzetti, G.Sedlacek, W.Hensen (1991). Fondement des regles de l'Eurocode 3 en vue de se garantir du risque de rupture fragile. Construction Metallique, No.1
- 2.27 ESDEP (European Steel Design Education Program) Groupe de leçons no.13 "Fatigue et rupture" APK
- 2.28 STAS 500/1-89. Oțeluri de uz general pentru construcții. Condiții generale de calitate
- 2.29 W.S.Pellini (1985). Drop Weight Test and Explosive Bulge Test. Naval Research Laboratory, USA
- 2.30 H.Akiyama (1999). Evaluation of fractural mode of failure in steel structures following Kobe lessons. Stability and Ductility of Steel Structures, Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Colloquium, SDSS'99 (eds. D.Dubină & M.Ivanyi), 9-11 September 1999, Timișoara, Romania

## **Capitolul III**

# **CUTREMURELE DE SUPRAFATA BANATENE**

### III.1 Introducere

Tara noastră este afectată, în proporție de peste 60% de cutremure puternice sau moderate, dar care au influență și asupra restului țării [3.1]. O caracteristică a acestor cutremure este diversitatea surselor tectonice, cuprinzând practic toate formele posibile: superficiale ( $H \leq 5$  km), crustale ( $5 < H \leq 30$  km) și intermediare ( $70 \leq H \leq 170$ ) [3.2].

Zona seismică cea mai activă și puternică este zona vrânceană, care a degajat până în prezent peste 90% din energia seismică de pe teritoriul țării, și care afectează puternic mari zone din țara noastră. Dar și cutremurele din Banat, Făgăraș sau Maramureș, care sunt superficiale și crustale, pot produce pagube considerabile pe arii foarte restrânse, în jurul epicentrului. Caracteristicile acestor cutremure sunt foarte diferite de caracteristicile cutremurelor vrâncene, așadar, manifestările seismice pe teritoriul țării noastre sunt foarte variate. Una și aceeași structură amplasată în zona influențată de seismele bănățene va avea o comportare complet diferită față de cea construită în zona afectată de seismul vrâncean.

Din punctul de vedere al ingineriei seismice, ultimii ani au fost caracterizați de o acumulare exponențială de cunoștințe, la aceasta contribuind seismologii, geotehnicienii și inginerii structuriști. Acumularea de noi cunoștințe sunt rezultatul analizării efectelor cutremurelor produse atât pe teritoriul țării noastre, cât și în alte zone seismice din lume și prin cercetări teoretice și experimentale efectuate în numeroase centre universitare și laboratoare de cercetare. Spre deosebire de concepția globală privind comportarea la acțiuni seismice, care caracterizează vechile cercetări, se poate afirma că rezultatul noilor studii constă în cunoașterea detaliată a fiecărui factor care influențează această comportare. Acest lucru este reflectat și în noua generație a codurilor de proiectare.

Evoluția normativelor de proiectare antiseismică din țara noastră (fig.III.1) este marcată de producerea unor evenimente seismice care au necesitat intervenții la anumite paragrafe ale normei, practic, după fiecare eveniment urmînd o revizuire și o nouă variantă. După variantele P13-63 și P13-70, care au reprezentat primele norme moderne de proiectare, au urmat versiunile P100-78 și P100-81, dictate de marele cutremur vrâncean din 1977. Dar din păcate, existînd o singură înregistrare, cea de la INCERC București (zona Pantelimon) în martie 1977, s-a tras concluzia că acest cutremur are perioade proprii lungi, astfel încât variantele din 1978, respectiv 1981 au introdus acest aspect. Versiunea normativului P100-91 a fost elaborată ca urmare a seismelor vrâncene din 1986 și 1990. Aceste cutremure au arătat însă foarte clar că perioadele lungi au fost induse de terenul slab din zona Pantelimon. O nouă schimbare s-a produs după cutremurele din 1991 din zona seismogenă bănățeană, versiunea P100-92, care a dus la modificarea zonării seismice.

Caracteristica principală a modificărilor normativului P100 după 1977 a fost presiunea sub care au fost efectuate, urgența fiind criteriul hotărâtor. Au lipsit în mare măsură date rezultate din cercetări teoretice și experimentale care să fundamenteze noile prevederi. De aceea modificările s-au referit la aspectele cele mai evidente, fără să se analizeze în detaliu implicațiile asupra proiectării curente.

Anul	Activitatea de normare	Activitatea de zonare
1940	Primul cutremur mare din perioada modernă	
1942	Primele specificații	
1953	Folosirea normelor sovietice	Prima hartă seismică
1963	Primul normativ P13/63	
1970	Versiune nouă P13/70	
1977	Marele seism vrâncean	
1978	Normativul P 100/78	Revizuirea hărții seismice
1981	Versiunea nouă P100/81	
1986	Noile seisme vrâncene	
1990		
1991	Versiunea nouă P100/91	Versiunea nouă a zonării
1991	Seismele bănățene	
1992	Noua versiune P 100/92	Revizuirea hărții seismice
1993	Pregătirea noii versiuni a normativului P100	
2000		

Figura III.1: Evoluția normelor de proiectare antiseismică în România [3.3]

Tinând seama de aceste aspecte, o acțiune de testare a prevederilor normativului P100-92, în vederea revizuirii lui o constituie studiile efectuate la INCERC București [3.4], privind analiza de vulnerabilitate și risc seismic pentru unele zone seismogene și marile orașe din România, precum și cercetările efectuate la INCERC Timișoara [3.3], [3.5] privind zona seismică bănățeană. Toate aceste cercetări au evidențiat faptul că este necesară o nouă etapă conceptuală, prin care teritoriul țării noastre să fie diferențiat în ce privește condițiile proiectării antiseismice.

### III.2 Caracteristicile seismelor bănățene

Din informațiile istorice rezultă că înainte de 1901 s-au înregistrat 217 cutremure în zona Banatului, cele mai importante fiind cele de la Arad, în 1797 și 1847, Sânicolaul Mare în 1877, 1879, Moldova Nouă în 1879, Timișoara în 1879, Oravița în 1894. Cel mai puternic cutremur din această perioadă pare a fi cel din 10 octombrie 1879 de la Moldova Nouă, cu intensitate VIII, urmat de numeroase replici.

Pentru perioada 1901 – 1950 sunt informații privind 129 de cutremure, dintre care cele mai importante sunt cel de la Herculane în 1910, Belinț în 1913, Ofșenița în 1915, Sânmihaiul Român în 1936 și Timișoara în 1950.

Între anii 1951 – 1980 se semnaleză 63 de cutremure, semnificative fiind cel de la Sag în 1959, Peciú în 1960, Timișoara în 1973 și Săcălaz în 1978.

Anii 1981 – 1990 prezintă 29 cutremure moderate ca intensitate, pentru ca în 1991 să se manifeste cele mai puternice cutremure bănățene din perioada contemporană, care prin distrugerile produse au atras atenția asupra potențialului seismic al Banatului. Aceste cutremure au fost: 12 iulie 1991, cu magnitudinea  $M=5.7$ , localizat la Banloc-Ofșenița, 18 iulie 1991, cu magnitudinea  $M=5.6$ , din zona Topleț-Herculane și 2 decembrie 1991, cu magnitudinea  $M=5.5$ , localizat din nou în zona Banloc-Voiteg. Aceste trei cutremure puternice, urmate mai recent și de alte evenimente de importanță mai redusă, au alarmat asupra riscului seismic la care sunt supuse construcțiile din zona Banatului și au produs pe plan local șocul emoțional pe care l-au provocat cutremurele vrâncene în alte zone ale țării. Deși efectele seismelor bănățene nu sunt comparabile cu cele ale cutremurelor vrâncene ca arie de extindere și pagube, totuși ele pot fi devastatoare pe arii restrânse.

În urma analizei acestor evenimente se localizează patru surse potențiale ale seismelor bănățene: Jimbolia-Banloc-Timișoara; Arad-Mășloc-Sânicolaul Mare; Moldova Nouă-Oravița și Orșova-Băile Herculane (fig.III.2).

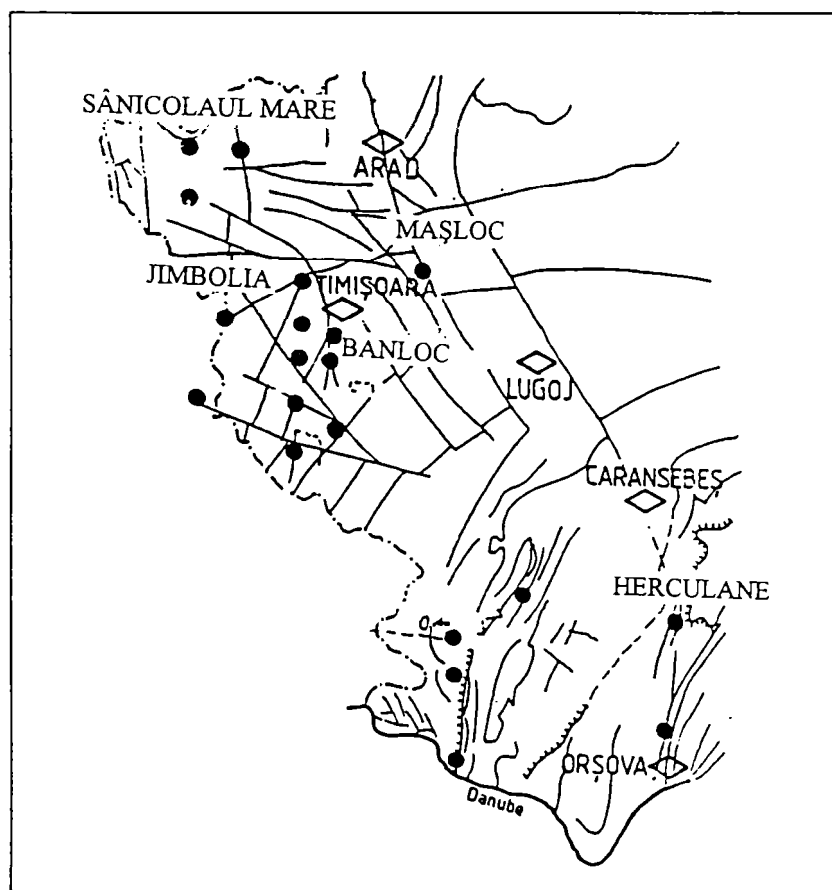


Figura III.2: Surse potențiale ale seismelor bănățene

Este interesant de semnalat că în perioada anterioară anului 1901 au fost relevante cutremurele din partea nordică și sudică a Banatului, după 1901 devine mai activă zona



centrală, Banloc-Timișoara, cu un calm seismic în părțile de nord și sud. Din analiza cutremurelor produse se remarcă faptul că sunt înregistrate 15 cu intensitatea VI, 10 cu I=VII și 5 cu I=VIII. Cele mai puternice cutremure înregistrate în Banat sunt prezentate în tabelul III.1.

 Tabelul III.1: Cutremure puternice ( $M \geq 5$ ) din Banat, între anii 1794-1999

Nr. Cr.	Data	Poziționare		Adâncime focar [km]	Intensitate epicentrală	Magnitudine	Zona
		Lat.	Long.				
1	19.10.1797	46,20	21,30		VII	5	Arad
2	15.10.1847	46,20	21,30		VII	5	Arad
3	17.10.1859	46,10	20,90		VII	5	Sânicolaul Mare
4	10.10.1859	44,70	21,60		VIII	5.3	Moldova Nouă
5	11.10.1879	44,70	21,60		VIII	5.3	Timișoara
6	2.04.1901	45,50	20,70	18	VII	5	Banloc
7	27.05.1959	45,70	21,10	5	VII-VIII	5	Sag
8	12.07.1991	45,45	21,12	9	VIII	5.7	Banloc
9	18.07.1991	44,90	22,37	12	VIII	5.6	Herculane
10	2.12.1991	45,45	21,12	9	VIII	5.5	Banloc

Se evidențiază astfel un număr destul de mare de evenimente semnificative, dar zonele afectate sunt reduse în jurul epicentrului. Puține localități au fost afectate de două evenimente majore, și acestea s-au manifestat la intervale mari de timp. Această constatare diferențiază net cutremurele bănățene de cele vrâncene, care afectează zone întinse, iar localitățile din aceste zone sunt afectate de un număr mare de seisme cu intensitate ridicată. De asemenea, cutremurele bănățene sunt de tip crustale intraplacă, diferențiindu-se de cele vrâncene, seisme intermediare interplăci. Aceste diferențe în tipologia surselor implică și diferențele mari în manifestare (intensitate, teritoriu afectat, durată, specificitatea acțiunii seismice).

Studiile efectuate la INCERC București asupra hazardului seismic pentru zonele seismice din țara noastră [3.4] au stabilit perioadele de revenire pentru zonele seismice semnificative din țara noastră, zona bănățeană comparativ cu cea vrânceană. Această analiză este sintetizată în tabelul III.2.

Tabelul III.2: Perioada de revenire pentru cutremurele bănățene și vrâncene

Magnitudine	Perioada (ani)	Zona bănățeană				Zona vrânceană
		Banloc-Timișoara		Jimbolia-Arad		
		50%	40%	20%	10%	
4.0	1,6	3,2	4	8	16	
4.5	4	8	10	20	40	
5.0	10	20	25	50	100	
5.5	25	50	62	125	250	4
5.75	44	88	110	220	440	
6.0	112	224	280	560	1120	8
6.25	1320	2640	3300	6600	13200	

Cutremurele bănățene au fost determinate în două variante de legi de recurență; de asemenea pe lângă perioada de revenire globală s-au trecut în tabel și perioadele pentru diferitele subzone bănățene, în ipoteza că zonelor celor mai active (Banloc-Timișoara și Moldova Nouă-Oravița) le revine 40-50% din activitatea totală, celorlalte zone revenindu-le 10-20%. Diferențierea pe subzone este foarte importantă pentru Banat ținând seama că acestea se influențează foarte puțin, câtă vreme în cazul seismelor vrâncene practic toate localitățile zonei sunt afectate.

Dacă, pentru un cutremur cu magnitudinea  $M=6$  (intensitate VII-VIII) perioada de revenire într-o zonă bănățeană este de 224 până la 1120 ani, în zona vrânceană ea este de 8 ani. Diferențele dintre aceste perioade de revenire sunt deci foarte mari, cu implicații deosebite asupra comportării structurilor. Astfel, pentru o structură amplasată în zona bănățeană, există posibilitatea ca pe durata vieții ei să nu fie niciodată afectată de un cutremur de intensitate VIII, amplasată însă în zona de influență vrânceană, ea riscă să fie supusă la 8-10 evenimente de această intensitate și câteva chiar de intensitate mai mare.

În tabelul III.3 sunt prezentate după Lungu [3.5] magnitudinile pentru diferite perioade de revenire, pentru cele mai active surse din Banat, orașul Timișoara, respectiv Moldova Nouă.

Tabelul III.3: Magnitudini pentru diferite intervale medii de recurență

Sursa seismică	Perioada de revenire (ani)			
	10	50	100	475
Timișoara	4.4	5.3	5.6	6.0
Moldova Nouă	3.6	4.8	5.2	5.8

### III.3 Nivele de acțiuni în calculul seismic

#### III.3.1 Stările limită

O zonă seismogenă poate fi afectată de un cutremur de intensitate redusă, moderată sau puternică. Cutremurele de intensitate redusă pot fi foarte frecvente, cele moderate pot să se producă mai rar, cele puternice pot apărea o dată sau de două ori pe durata vieții construcției, iar cele foarte puternice, cel mult o dată pe durata vieții construcției sau chiar deloc.

Rezultă astfel că intensitatea cutremurelor este asociată de o perioadă de revenire, determinată pe bază de studii statistice care precizează probabilitatea de producere a unui cutremur de o anumită magnitudine.

În aceste condiții, este rațional ca verificarea siguranței structurilor afectate de cutremur să se facă la mai multe stări limită, în funcție de probabilitatea de producere a unui cutremur și de efectele lui asupra structurilor (fig.III.3).



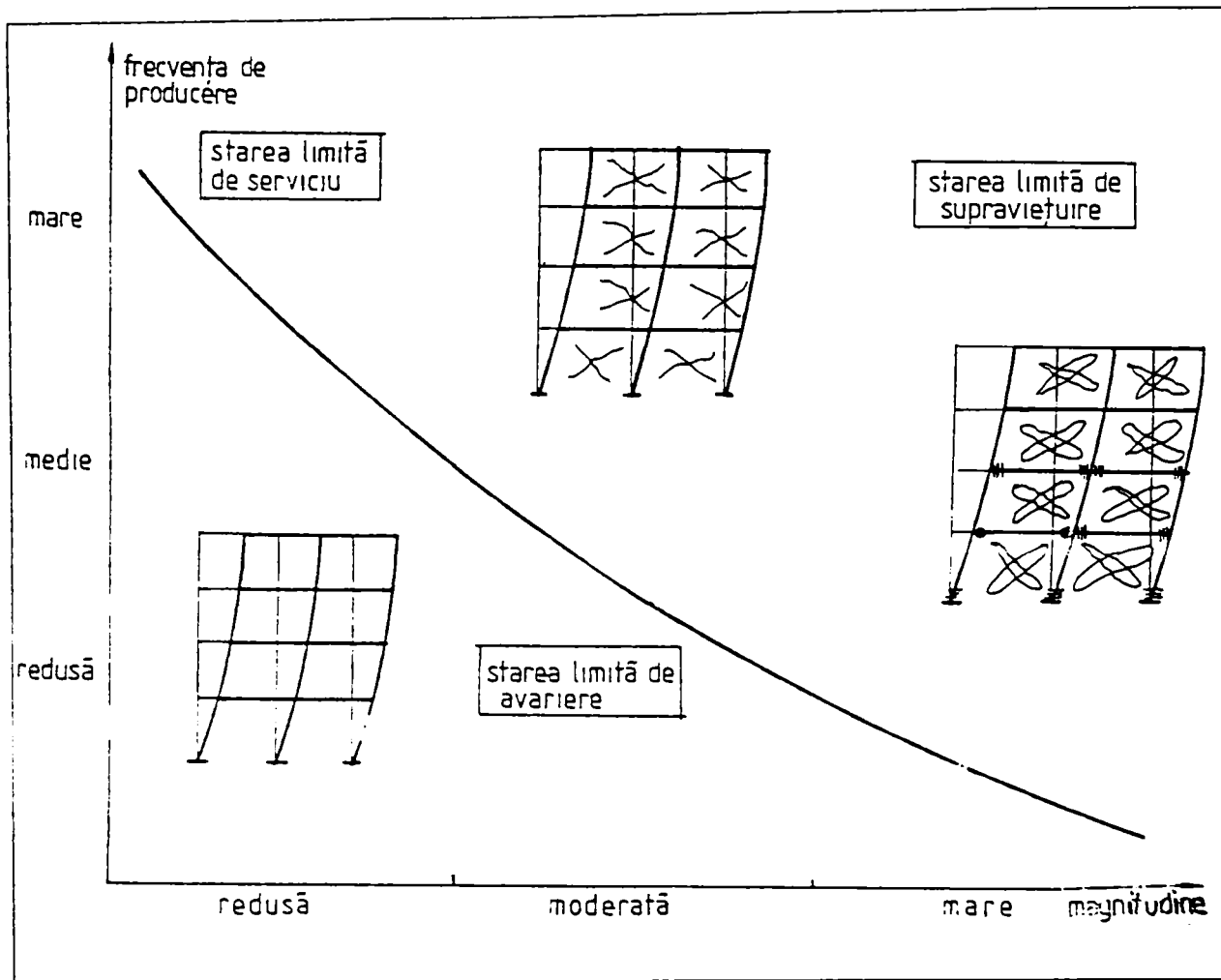


Figura III.3: Frecvența cutremurelor și magnitudinea [3.6]

De asemenea este rațional ca structurile să fie verificate la trei stări limită:

a) Starea limită de exploatare, pentru cutremure frecvente în timpul existenței unei construcții. În general este acceptat de specialiști că o perioadă de revenire de 10 ani poate să fie considerată drept bază de stabilire a magnitudinii seismului de exploatare. Totuși, această idee nu este unanim acceptată, existând și propuneri de considerare a unei perioade de revenire de 20-25 ani. Acest aspect trebuie rezolvat de specialiștii care se ocupă de probleme de siguranță și risc seismic.

Pentru această stare limită, structura și elementele nestructurale nu trebuie să sufere decât avarii nesemnificative, care să nu necesite cheltuieli importante pentru remediere. Astfel, structura trebuie să rămână elastică sau cel mult să sufere deformații plastice foarte mici. Elementele nestructurale trebuie să sufere avarii nesemnificative, ușor de remediat.

b) Starea limită de avariere, pentru cutremure care pot apărea mai rar în timpul existenței unei structuri. Se propune ca magnitudinea pentru această stare limită să fie determinată la o perioadă de revenire de 50 ani. La acest nivel de acțiune seismică, structurile pot suferi avarii minime, care pot fi ușor reparate. În schimb elementele nestructurale vor fi avariate, dar avariile să fie controlate astfel ca să nu se producă prăbușiri ce pot amplifica avariile.

c) Starea limită de supraviețuire, pentru cutremure care pot să apară foarte rar în timpul existenței unei structuri și care reprezintă cea mai mare magnitudine probabilă. Se consideră că o perioadă 450-475 ani poate să caracterizeze cutremurele foarte puternice. În acest caz avariile sunt foarte mari, atât la nivelul structurii cât și la cel al elementelor nestructurale. Dimensionarea se face în așa fel încât să nu existe prăbușiri locale sau generale, care ar putea conduce la pierderea de vieți omenești. După un asemenea cutremur, trebuie analizat din punct de vedere al costurilor, dacă structura mai poate fi reparată sau trebuie demolată.

Cu toate că în lumea specialiștilor este acceptată ideea de a se face verificarea la cele trei nivele menționate mai sus, în practica proiectării se utilizează un singur nivel, cel mult două. Astfel, analiza făcută de Bertero [3.7] pe 41 de coduri existente la nivelul anului 1996, arată că 38 de coduri consideră un singur nivel de verificare, aici incluzându-se și normativul P100-92. În cazul normativului P100-92 verificarea se face pentru un cutremur cu perioada de revenire de 50 ani pentru zona influențată de seismele vrâncene și circa 100-150 ani pentru zonele afectate de seismele bănățene.

În EC8, care este considerat drept arhetipul celui mai modern concept de proiectare, se iau în considerare două nivele de verificare. Starea limită ultimă este determinată pentru un cutremur cu perioada de revenire de 475 ani, considerat drept seismul maxim ce se poate produce în zonă. Pentru cutremurul corespunzător stării limită de exploatare se propune o valoare a acțiunilor seismice redusă cu un coeficient cuprins între 2.0-2.5 funcție de clasa de importanță a construcției.

În cazul proiectării structurilor la acțiuni seismice, stările limită trebuie să fie exprimate în valori discrete ale accelerațiilor de calcul. Pentru acestea există în literatură mai multe propuneri, care vor fi prezentate în continuare.

### III.3.2 Magnitudinea seismelor de calcul

În cazul cutremurelor de intensitate redusă, relația pentru determinare perioadei de revenire este dată de Gutenberg-Richter [3.4], [3.5]:

$$\log n(\geq M) = a - b \cdot M \quad (\text{III.1})$$

unde  $n(\geq M)$  reprezintă numărul mediu de evenimente având o magnitudine egală sau mai mare decât  $M$ , într-un an, iar  $a$  și  $b$  sunt coeficienți care se echilibrează din datele înregistrate.

În cazul cutremurelor de magnitudine mare, relația (III.1) dă diferențe neacceptabile, de aceea există propuneri pentru îmbunătățirea ei.

- varianta Hwang-Ho-Lungu [3.5]:

$$n(\geq M) = e^{\alpha - \beta M} \frac{1 - e^{-\beta(M_{\max} - M)}}{1 - e^{-\beta(M_{\max} - M_0)}} \quad (\text{III.2})$$

în care:  $M_{\max}$  este magnitudinea maximă credibilă a sursei,  $M_0$ , magnitudinea minimă considerată în calcul și  $\alpha = a \ln 10$ ;  $\beta = b \ln 10$ .

- varianta Sandi [3.4]:

$$\log n(\geq M) = a - bM - \frac{c_{as}}{M_{\max} - M} \quad (\text{III.3})$$

unde  $c_{as}$  este un coeficient numeric determinat din considerații statistice.

Perioada de revenire, în ani, a unui cutremur de magnitudine egală sau mai mare decât  $M$  este inversul numărului ( $\geq M$ ).

Pentru zona seismică bănățeană, care este în discuție, relațiile de mai sus devin:

- varianta Lungu:

$$\text{a) } \log(n \geq M) = 2.21 - 0.68M \quad (\text{III.4})$$

$$\text{b) } n(\geq M) = e^{5.093 - 1.571M} \frac{1 - e^{-1.571(M_{\max} - M)}}{1 - e^{-1.571(M_{\max} - 4.1)}} \quad (\text{III.5})$$

Magnitudinea maximă credibilă pentru zona seismică bănățeană este  $M_{\max} = 6.0 \dots 6.3$ . Relațiile (III.4), (III.5) sunt prezentate în figura III.4.

- varianta Sandi propusă de autor în două forme, din cauza numărului redus de înregistrări:

- forma 1:

$$\text{a) } \log(n \geq M) = 1.8 - 0.6M \quad 4.0 \leq M < 5.5 \quad (\text{III.6})$$

$$\text{b) } \log(n \geq M) = 0.45 - 0.1M - \frac{0.5}{6.5 - M} \quad 5.5 \leq M < 6.5 \quad (\text{III.7})$$

- forma 2:

$$\text{a) } \log(n \geq M) = 3.0 - 0.8M \quad 4.0 \leq M < 5.5 \quad (\text{III.8})$$

$$\text{b) } \log(n \geq M) = 0.75 - 0.3M - \frac{0.5}{6.5 - M} \quad 5.5 \leq M < 6.5 \quad (\text{III.9})$$

care admit că valoarea maximă credibilă pentru zona bănățeană este  $M_{\max}=6.5$ . Cele două formulări sunt prezentate de asemenea în figura III.4.

Valorile magnitudinilor corespunzătoare perioadelor de revenire luate în considerare, comparativ pentru cele două variante sunt sintetizate în tabelul III.4.

Tabel III.4: Magnitudinile de calcul pentru zona bănățeană

Perioada de revenire (ani)	Varianta Lungu		Varianta Sandi	
	$M_{\max}=6.0$	$M_{\max}=6.3$	forma 1	forma 2
10	4.72	4.72	4.66	4.80
475	5,32	5,95	6.08	6.07

Din analiza propunerilor Lungu și Sandi din figura III.4, comparativ cu magnitudinile înregistrate se pot observa următoarele aspecte:

- relațiile date de Lungu și Sandi (forma 1) corespund bine cu valorile înregistrate pentru domeniul magnitudinilor reduse ( $M \leq 5.5$ ). Forma 2a (Sandi) este mult prea pesimistă;
- există puține înregistrări pentru magnitudini mari, așa că este greu de tras concluzii definitive. Dacă Lungu consideră valorile maxime  $M_{\max}= 6.0...6.3$ , Sandi dă drept valoare maximă  $M_{\max}=6.5$ . Față de formulările analizate, singura înregistrare din această zonă pare să corespundă mai bine cu formularea Lungu.

Pentru a defini mărimile de proiectare - accelerațiile de calcul - trebuie definite perioadele de revenire pentru diferitele stări limită. Aceste perioade depind de seismicitatea regiunii precum și de deciziile autorităților privind nivelele sociale și economice pentru avariile acceptabile. De aceea este foarte greu de a stabili valori universal valabile. De exemplu, Vision 2000 [3.8] consideră pentru Statele Unite următoarele perioade de revenire, funcție de tipul mișcării terenului:

- cutremure: - frecvente      43 ani
- ocazionale      72 ani
- rare              475 ani
- foarte rare      970 ani

Tinând seama de observațiile de mai sus, în unul din studiile efectuate la INCERC Timișoara [3.6] privind zona seismogenă Banat se propun următoarele perioade de revenire:

- cutremure: - frecvente      8-10 ani
- ocazionale      20-30 ani
- rare              475 ani
- foarte rare      970 ani

Pentru stabilirea valorilor magnitudinilor se adoptă varianta Lungu [3.5], cu magnitudinea maximă posibilă,  $M_{\max}=6.3$ .

Rezultă astfel următoarele valori:

- cutremure: frecvente (10 ani)	$M=4.8$
ocasionale (30 ani)	$M=5.5$
rare (475 ani)	$M=5.9$
foarte rare (970 ani)	$M=6.3$

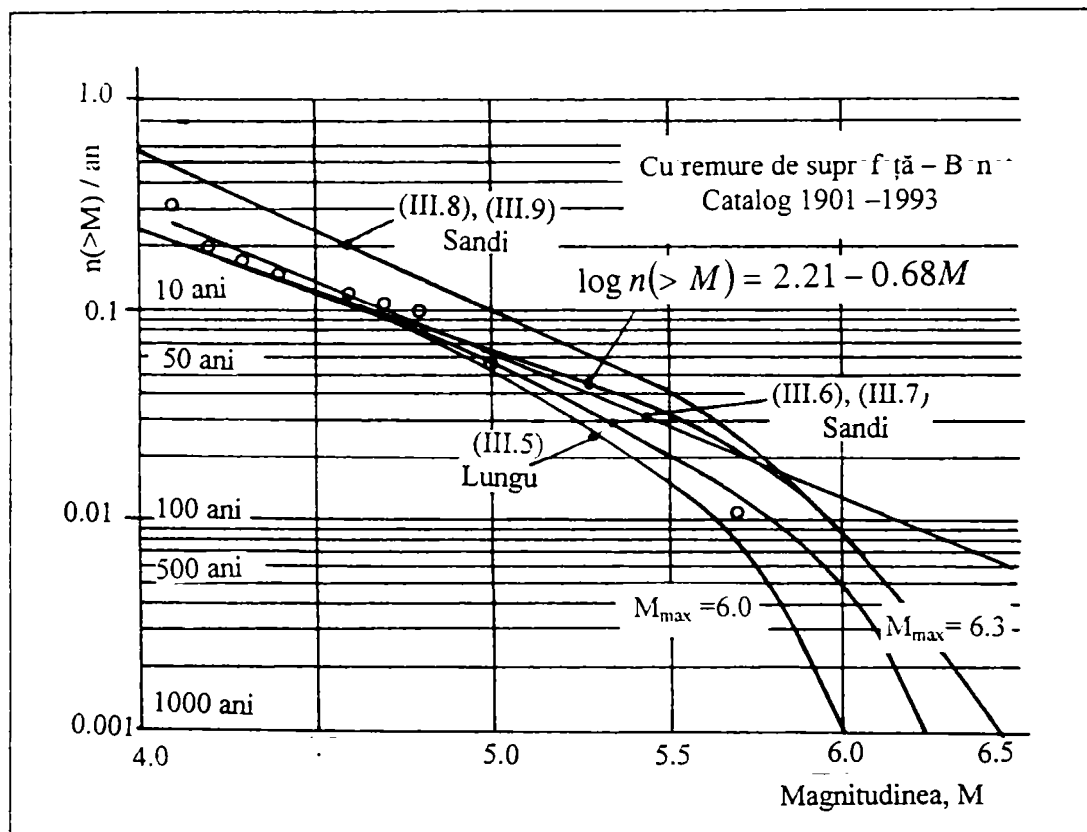


Figura III.4: Magnitudinea maximă credibilă pentru zona seismică Banat

### III.3.3 Legea de atenuare

Legea de atenuare a parametrilor care caracterizează mișcarea terenului în funcție de distanța la focar este o curbă obținută printr-un procedeu de regresie neliniară aplicată unor seturi de date înregistrate sau calculate. Din numeroasele forme care pot fi adoptate pentru analiza fenomenului de atenuare se poate folosi modelul Joyner-Boore [3.9], cel mai des utilizat în practica ingineriei seismice:

$$\ln PGA = c_1 + c_2 M + c_3 \ln R + c_4 h + \varepsilon \quad (\text{III.10})$$

în care :  $PGA_h$  este valoarea de vârf a accelerației orizontale;

M - magnitudinea;

R - distanța hipocentrală a amplasamentului;

H - adâncimea focarului;

$C_1, c_2, c_3, c_4$  – coeficienți care depind de valorile înregistrărilor;

$\varepsilon$  - variabilă aleatoare având media zero și valoare maximă abatere standard  $\sigma_\varepsilon$  care corespunde fractilelor 0.5, respectiv 0.87.

Intrucât pentru zona bănățeană nu există studii privind legea de atenuare și având în vedere faptul că aceste cutremure se încadrează în categoria celor de suprafață, în general comune pentru Europa, se propune folosirea legilor de atenuare stabilite de Ambraseys [3.10] pentru cutremurele de suprafață. Aceste relații au fost stabilite pe baza unui studiu statistic în care s-au considerat peste 1000 înregistrări din zona central europeană și mediteraneană.

$$\log \text{PGA}_h = -1.06 + 0.245M - 0.00045R - 1.061 \log R + 0.25P \quad (\text{III.11})$$

$$\log \text{PGA}_v = -1.33 + 0.248M - 0.0011R - 1.000 \log R + 0.25P \quad (\text{III.11}')$$

în care:

$R \leq \sqrt{d_e^2 + h_f^2}$  este distanța hipocentrală, cu  $d_e$ , distanța epicentrală și  $h_f$ , adâncimea focarului;

P este un coeficient de corelare statistică, P=0 pentru valori medii și P=1 pentru valorile medii și o abatere statistică.

Considerând adâncimea focarului  $h_f = 10$  km, caracteristică cutremurelor bănățene, se prezintă în tabelul III.5 și figura III.5 curbele de atenuare pentru cutremurele corespunzătoare stărilor limită, ultimă (M=5.9) și de exploatare (M=4.8).

Tabel III.5: Accelația de vârf pentru zona seismică bănățeană ( $\text{cm/s}^2$ )

$d_e$ (km)	R (km)	Accelația orizontală $\text{PGA}_h$				Accelația verticală $\text{PGA}_v$			
		starea limită ultimă		starea limită de exploatare		starea limită ultimă		starea limită de exploatare	
		med	med+ $\sigma$	med	med+ $\sigma$	med	med+ $\sigma$	med	med+ $\sigma$
1	10.05	226	402	121	216	129	230	64	115
2	10.20	222	394	119	211	127	227	64	114
4	10.77	221	375	113	201	120	214	60	107
10	14.14	159	283	85	152	91	162	46	81
20	22.36	99	176	53	95	56	100	28	50
40	41.23	52	93	28	50	26	52	15	26
70	70.71	29	52	16	28	16	28	8	14
100	100.50	20	35	11	19	10	18	5	9

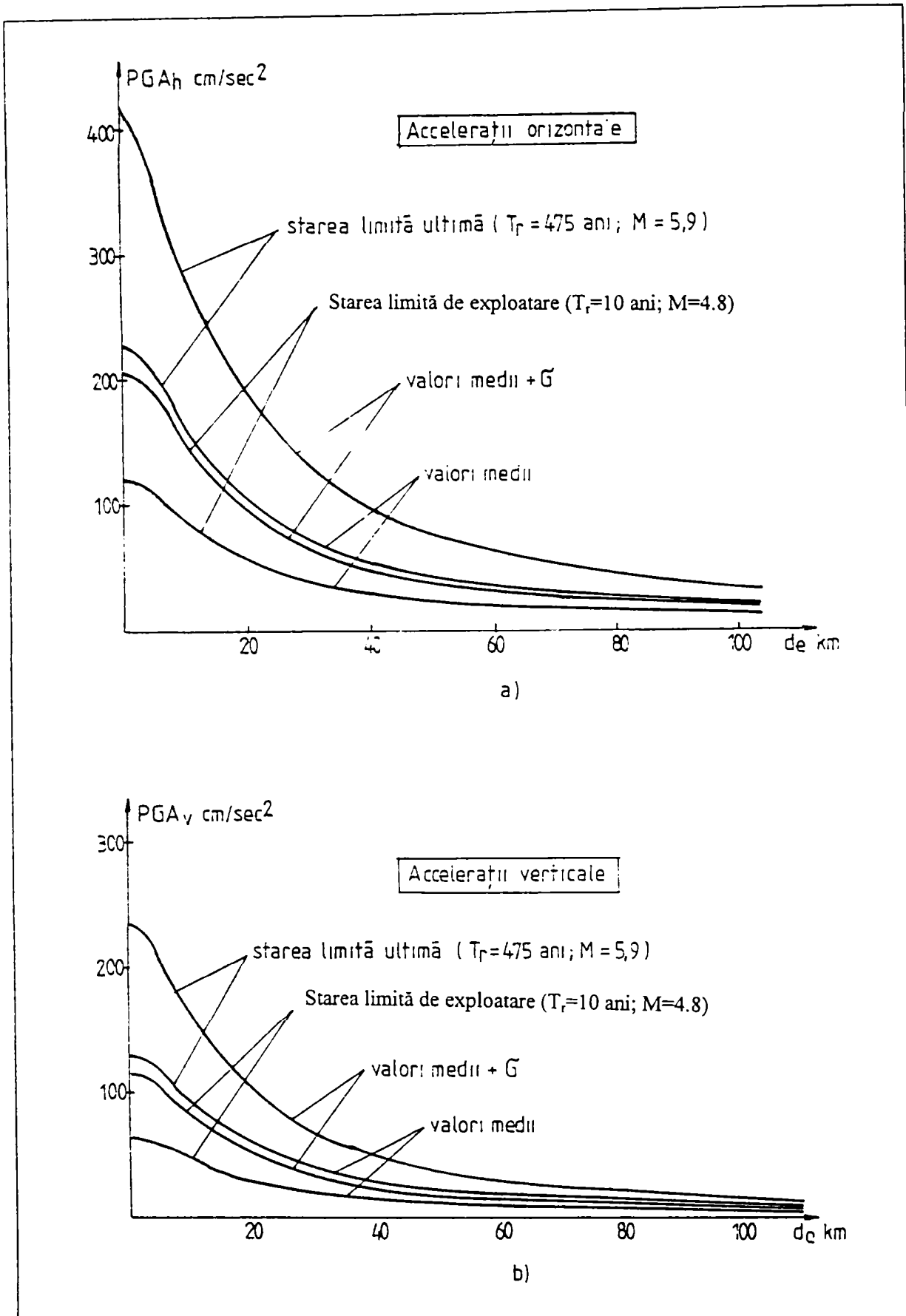


Figura III.5: Curbele de atenuare pentru seismele bănățene [3.6]

### III.3.4 Determinări statistice

O altă metodă pentru determinarea nivelelor de acțiuni este cea care folosește studiul statistic. În figura III.6 este arătată o curbă de frecvențe, determinată pentru o perioadă de 50 ani, propunându-se următoarele nivele de acțiuni [3.11]:

- starea limită de exploatare, accelerația corespunzătoare fiind determinată pentru o probabilitate de depășire de 50%;
- starea limită de reparare, pentru o probabilitate de depășire de 10%;
- starea limită ultimă (precolaps), pentru o probabilitate de depășire de 2%.

Din păcate numărul de înregistrări din zona bănățeană este insuficient pentru a se verifica aceste limite pe bază de studii statistice.

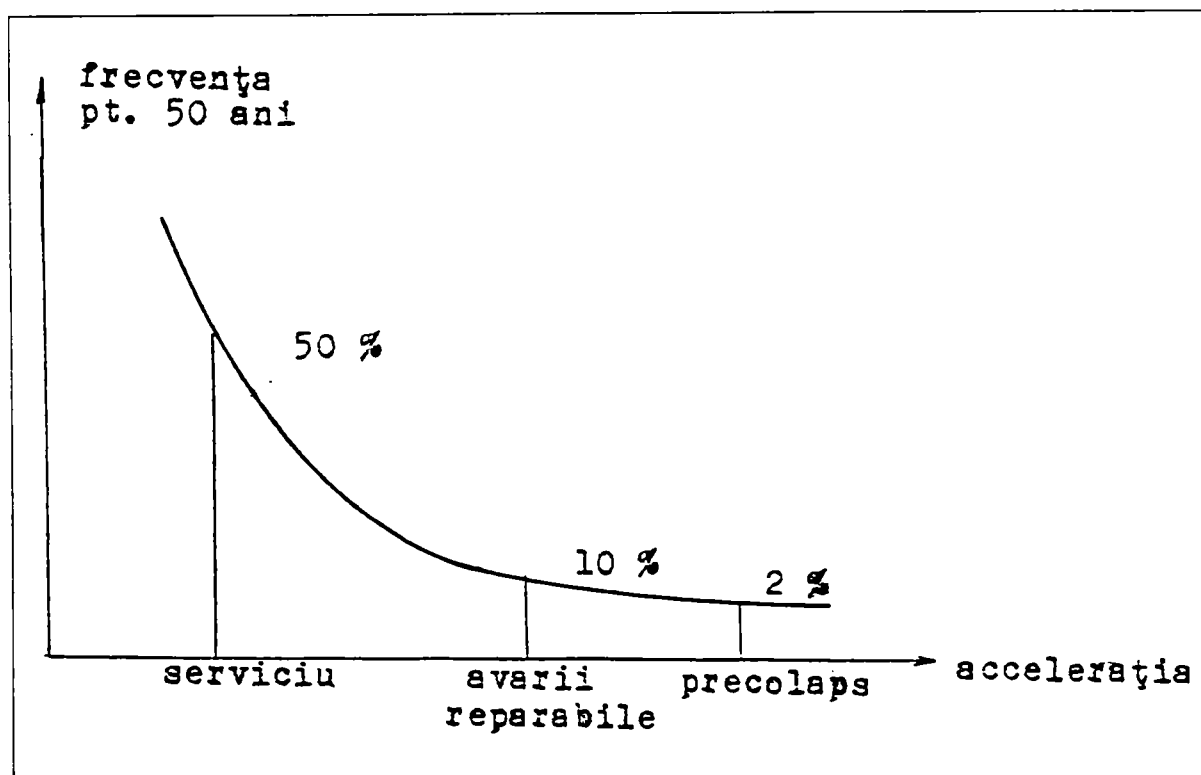


Figura III.6: Nivele de acțiuni determinate din prelucrări statistice [3.6]

### III.3.5 Considerații deterministe

Metoda bazată pe considerații deterministe este propusă în EC8, accelerația corespunzătoare stării limită de exploatare determinându-se din accelerația limită (ultimă), utilizând un coeficient de reducere  $\gamma$ :

$$a_{\Delta} = \frac{a_l}{\gamma} \quad (\text{III.11})$$



Factorul de reducere  $\gamma$  are valorile din tabelul III.6.

Tabel III.6: Factorul de reducere  $\gamma$

Clasa de importanță	I	II	III	IV
Factorul $\gamma$	(2.5)	(2.5)	(2.0)	(2.0)

În EC8 nu este prezentată calea de determinare a acestui coeficient, și nu este precizată perioada de revenire. În plus, prin faptul că valorile sunt încadrate în paranteză se înțelege că ele sunt orientative, admitându-se eventual și alte valori în funcție de specificul fiecărei țări.

Pentru valorile accelerațiilor din tabelul III.5, rezultă pentru zona bătătoare următoarele valori pentru factorul de reducere:

Tabel III.7: Factorii de reducere pentru zona bătătoare

$d_e$ (km)	Accelerația orizontală		Accelerația verticală	
	med	med+ $\sigma$	med	med+ $\sigma$
1	1.87	1.86	2.02	2.00
2	1.87	1.87	1.98	1.99
4	1.87	1.87	2.00	2.00
10	1.87	1.86	1.98	2.00
20	1.87	1.85	2.00	2.00
40	1.86	1.86	1.93	2.00
70	1.81	1.86	2.00	2.00
100	1.82	1.84	2.00	2.00
valoare medie	1.86	1.86	1.99	2.00

Există mai multe studii, care bazându-se pe structuri reale, determină accelerațiile corespunzătoare diferitelor stări limită. Astfel, Ghobarah [3.12] determină accelerațiile și coeficienții de reducere pentru un cadru cu trei deschideri și trei etaje, ajungând la următoarele concluzii:

Nivel de performanță	$a/g$	$\gamma$
comportare elastică	0.25	2.72
reparații minore	0.52	1.30
limita de reparații	0.65	1.05
precolaps	0.68	-

Într-un alt studiu efectuat de Mazzolani pe trei tipuri de cadre metalice cu noduri fixe [3.13], accelerațiile și coeficienții de reducere au următoarele valori:

Nivel de performanță	S1	S2	S3	S1	S2	S3
	$a/g$			$\gamma$		
complet operațional	0.15	0.16	0.16	4.47	6.13	7.18
operațional	0.22	0.27	0.31	3.05	3.62	3.71

reparabil	0.66	0.78	0.86	0.99	1.26	1.34
precolaps	0.67	0.98	1.15	-	-	-

Se constată diferențe mari între valorile obținute pentru diferitele tipuri de alcătuirii structurale, ceea ce indică dificultatea stabilirii unor coeficienți globali.

### III.4 Spectre de proiectare

Conceptul de spectru de răspuns a fost introdus în ingineria seismică de Bernoff în 1934 și a fost perfecționat de Birt în 1941. Dar utilizarea ca bază de proiectare a fost făcută de Housner în 1959 și Newmark și Hall în 1969.

Spectrul de proiectare trebuie astfel conceput încât să acopere toate situațiile posibil de a se produce. De aceea el se stabilește pe baza unor judecăți seismologice, ingineresti, de siguranță și economice.

Din datele seismologice se cunoaște faptul că există două tipuri distincte de cutremure [3.14], [3.15]:

- produse de mișcări interplăci;
- produse de mișcări intraplăci.

Caracteristicile acestor două tipuri de cutremure sunt diferite (fig.III.7). La cutremurele produse de alunecările dintre două plăci, care sunt de obicei de adâncime, din cauza traversării unui strat mai gros de teren, perioadele sunt mai lungi ( $T_c > 0.7$  s), amplificarea este mai redusă și durata mai mare. Cutremurele intraplăci au durată scurtă, amplificare mare în domeniul perioadelor foarte scurte ( $T_c \approx 0.3-0.4$  s) și amortizare importantă pentru perioadele medii și lungi.

Pentru cutremurele interplăci, se recomandă [3.14] utilizarea relației:

$$S_a = \frac{1.25S}{T^{0.67}} \quad S_a \leq 2.5 \quad (\text{III.12})$$

relație recomandată și în EC8. Valoarea lui S se alege astfel ca perioada de colț să corespundă cu înregistrările efectuate in situ.

Pentru cutremurele intraplăci, tot în [3.14] se propune relația:

$$S_a = \frac{S_i}{T^{1.1}} \quad S_a \leq 2.7 \quad (\text{III.13})$$

care ține seama de o reducere mai mare a valorilor în zona perioadelor medii și lungi.

Mărimile S, respectiv  $S_i$  din relațiile (III.12) și (III.13) pot lua diferite valori în funcție de natura terenului, rezultând diferite spectre, care sunt prezentate calitativ în figura III.8.

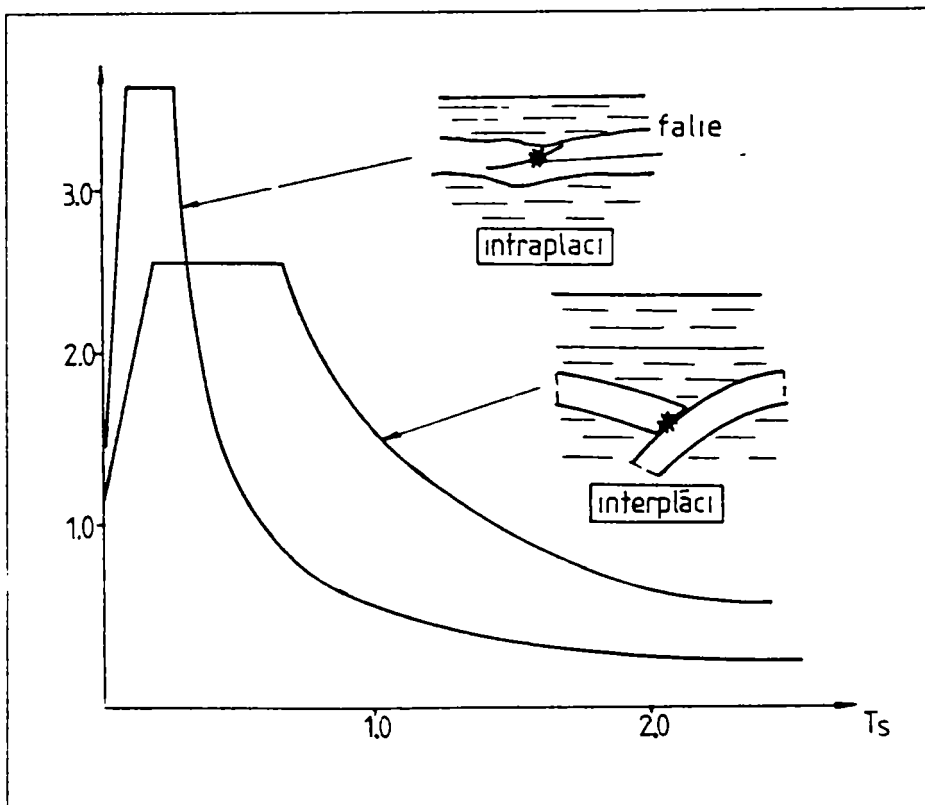


Figura 3.7: Cutremure interplacă/intraplacă

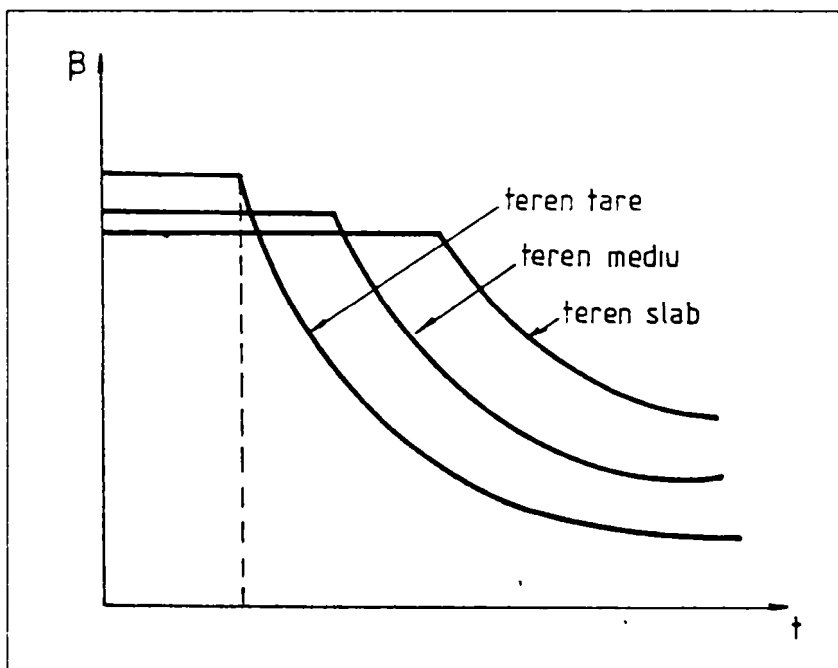


Figura III.8: Influența naturii terenului în alura spectrului

Pentru a avea un termen de comparație în continuare se prezintă caracteristicile spectrelor de calcul pentru cele două zone, vrânceană și bănățeană.

### III.4.1 Spectre pentru zona seismogenă Vrancea

În cadrul IPCT s-au efectuat în 1995 studii privind modificarea prevederilor din P100-92 pentru zona Vrancea, pe baza înregistrărilor cutremurelor din 1977, 1986 și 1990 [3.16]. Au fost puse la dispoziție peste 300 accelerograme înregistrate la peste 70 stații.

În figura A1 din Anexa A este prezentată propunerea pentru zonele centrală, de est și de sud ale Bucureștiului, comparativ cu P100-92. Se observă că nu există diferențe esențiale. Figura A2 din Anexa A prezintă propunerea pentru Moldova, comparativ cu prevederile din P100-92 pentru zonele de sud, mijloc și nord. Se constată diferențe foarte mari pentru zonele de mijloc și nord. Propunerea diferă față de cea din EC8 și relația (III.12) prin variația în funcție de  $1/T$  și nu  $1/T^{0.67}$  datorită caracterului special al sursei din Vrancea. Valorile au fost stabilite pentru două probabilități de depășire a valorilor, 0.1 și 0.5. Considerăm că prima propunere ar putea fi acceptată.

Concluzia principală care se poate trage din aceste studii este că există o comportare tipică pentru fiecare cutremur, care poate fi alterată de condițiile locale. Pentru Vrancea, această comportare tipică este dată de:

$$\beta = \frac{2.45}{T} \leq 3.5(3.0) \quad (\text{III.14})$$

iar corecția funcție de teren rezultă din relația:

$$\beta = \frac{2.45S}{T} \leq 3.5(3.0) \quad (\text{III.15})$$

unde  $S = 1.0$  pentru zona Moldova și  $S = 2.0$  pentru zona terenului slab din București, cu limitare pentru  $\beta < 3.0$  în această zonă

### III.4.2 Spectre pentru zona seismogenă Banat

După 1991 s-a înregistrat un număr mare de accelerograme cu componente transversale, longitudinale și verticale, prezentate în tabelul III.8 și în figurile A6 – A9 din Anexa A.

Tabel III.8: Cutremurele bănățene

Locul înregistrării	Data	$a_{H \max}$	$a_{V \max}$	Componenta	Figura
Timișoara Fabrica de tramvaie	12.07.91	37.37	8.96	L	A3 a
				T	A3 b
				V	A3 c
Banloc - centru	replică	63.46	27.32	L	A4 a
				T	A4 b
				V	A4 c
Timișoara IAEM	4.12.91	17.14	7.93	L	A5 a
				T	A5 b

				V	A5 c
Banloc - centru	11.12.91	128.18	124.7	L T V	A6 a A6 b A6 c
Banloc - centru	13.10.94	8.63	9.50	L T V	A7 a A7 b A7 c
Banloc - centru	24.08.95	21.32	8.56	L T V	A8 a A8 b A8 c
Banloc - centru	24.03.96	25.12	18.94	L T V	A9 a A9 b A9 c

În figuri sunt marcate data și locul înregistrării, direcția componentei și cele trei caracteristici principale: accelerație, viteză, deplasare.

Analizând aceste înregistrări se pot face următoarele observații:

- pentru cauzarea unui nivel ridicat de distrugerii în Banloc, care a produs cele mai mari distrugereri, nu există înregistrări decât la Fabrica de tramvaie din Timișoara, la o distanță de circa 40 km față de epicentru (A3);

- dacă se examinează și se compară înregistrările făcute în zona epicentrală (A4, A6, A8, A9) cu cele obținute la distanță de epicentru (A3, A5) se constată diferențe mari ca tipologie de seism, în primul caz accelerograma având caracter de impuls, în cel de al doilea, mișcarea este ciclică. Se confirmă astfel caracterul acestor tipuri de cutremure de suprafață, cu perioade scurte și un număr redus de cicluri puternice;

- perioadele mișcărilor orizontale și verticale sunt diferite, cele corespunzătoare mișcărilor verticale fiind evident mai scurte, din cauza diferenței de amplificare a undelor P și S;

- accelerațiile verticale au valori semnificative, care nu pot fi neglijate, în câteva cazuri ele fiind egale sau chiar mai mari decât cele orizontale.

Din păcate, până în prezent nu dispunem decât de o singură prelucrare a accelerogramelor înregistrate în Banat, prezentată sub forma spectrelor de răspuns din figurile A10 (a-e) din Anexa A, în care s-a reprezentat și spectrul de proiectare din P100-92. Din analiza lor se constată următoarele:

- pentru perioade mici (sub 0.3-0.4 s) prevederile din P100-92 nu sunt suficiente, amplificarea fiind mult mai mare;

- pentru perioadele medii și lungi (peste 0.4 s), diferențele sunt extrem de mari, P100-92 evaluând la valori mult prea mari forțele seismice. Această situație se datorează extinderii concluziilor de la cutremurul Vrancea 1977, cu perioade lungi, pentru întreg teritoriul țării;

- forma spectrului se apropie de cea arătată în figura III.7 pentru seismele intraplacă, arătând caracterul local al cutremurelor bănățene;
- trebuie îmbunătățit spectrul din normativul P100-92 pentru zona Banat, pentru a modela corect acțiunile seismice.

Având în vedere aceste aspecte, s-a căutat o altă variație pentru spectrul de răspuns pentru zona bănățeană [3.3], care să se conformeze principiilor din paragrafele precedente:

Există o formă tipică a acțiunii seismice produse de sursă. Ea poate fi exprimată prin relația:

$$\beta = \frac{1}{T^{1.1}} \leq 3.5 \quad (\text{III.16})$$

de influența terenului se ține seama cu relația:

$$\beta = \frac{S_i}{T^{1.1}} \leq 3.5 \quad (\text{III.17})$$

unde  $S_i$  este factorul terenului, având valorile: 1.0 pentru teren bun, 1.3 pentru teren mediu, respectiv 1.6 pentru teren slab.

Rezultă valorile din tabelul III.9. Ele sunt reprezentate și în figura III.9, comparativ cu spectrele înregistrate. Se constată o bună concordanță, componenta longitudinală încadrându-se în categoria terenului bun, cea transversală, în cea a terenului mediu. Această propunere este informativă, trebuind să fie verificată și prin prelucrarea celorlalte accelerograme înregistrate în zona Banatului.

Tabel III.9: Spectru pentru zona seismică bănățeană (Gioncu)

Perioada T (s)	Natura terenului		
	bun	mediu	slab
0.2	3.50	3.50	3.50
0.3	3.50	3.50	3.50
0.4	2.74	3.50	3.50
0.6	1.75	2.28	2.80
0.8	1.28	1.66	2.05
1.0	1.00	1.30	1.60
1.2	0.82	1.07	1.31
1.4	0.69	0.90	1.10
1.6	0.60	0.78	0.96
1.8	0.52	0.68	0.83
2.0	0.47	0.61	0.75
2.2	0.42	0.55	0.67
2.4	0.38	0.49	0.61
2.6	0.35	0.46	0.56
2.8	0.32	0.36	0.51
3.0	0.30	0.39	0.48

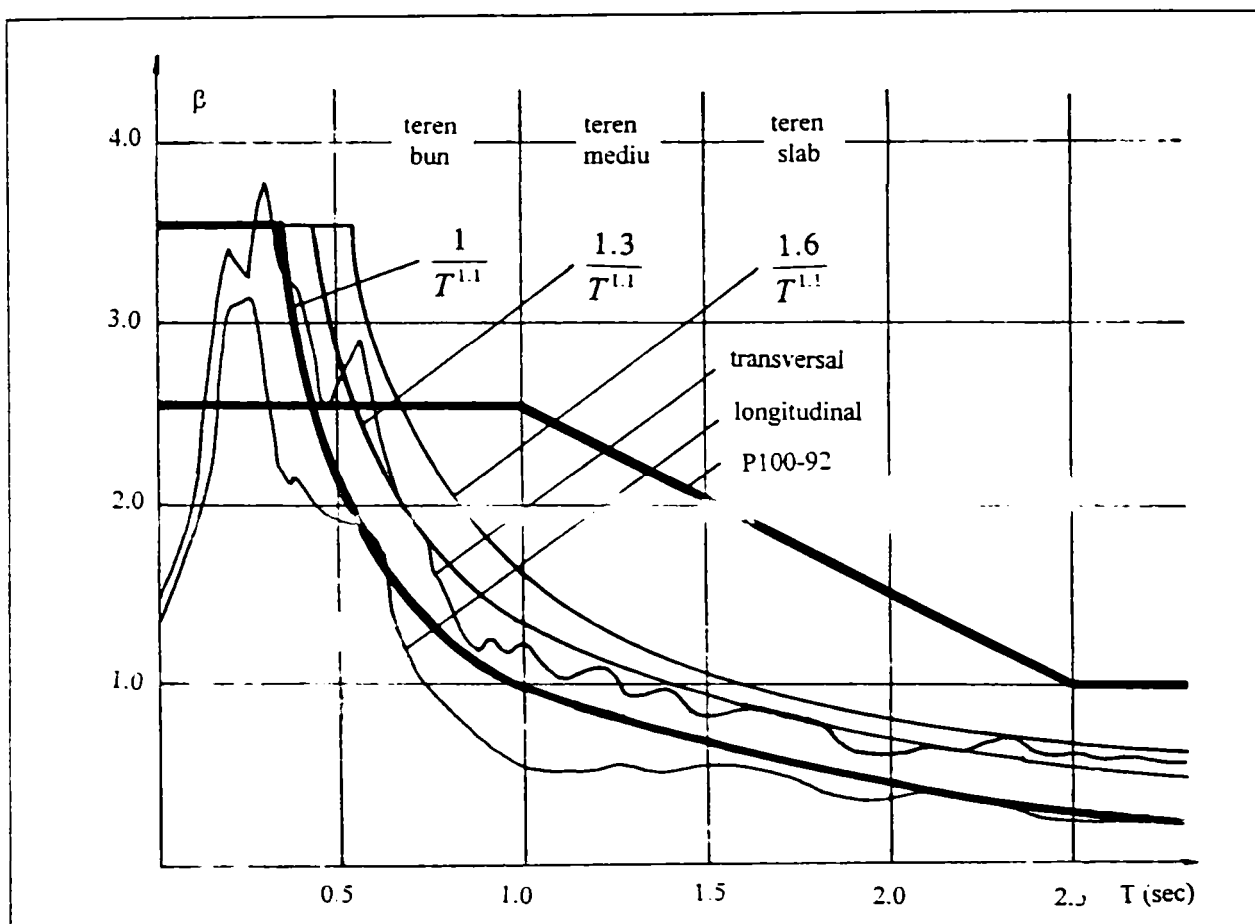


Figura III.9: Propunere spectru pentru zona seismică bănațeană (Gioncu)

### III.5 Spectre de deplasări relative

#### III.5.1 Prelucrări din literatură

În mod similar cu spectrele pentru sistemele cu un grad de libertate, s-au construit spectre de deplasări relative pentru diferite cutremure cunoscute – El Centro, Northridge, Kobe [3.17]. În funcție de perioada de vibrație a structurii analizate și coeficientul de amortizare, rezultă deplasări relative. Ca o constatare generală din analiza acestor reprezentări, rezultă asemănare cu spectrele de proiectare bazate pe sistemul cu un grad de libertate. Pe de altă parte se constată însă deosebiri importante între spectrele pentru seismele epicentrale și spectrul corespunzător cutremurului El Centro, caracteristic pentru înregistrările departe de sursă. Dacă la El Centro, maximele se situează la valori sub 1 secundă, la cele epicentrale acestea se ating pentru perioade între 1 și 2 secunde. La cutremurul Landers-California, acestea au corespuns unor perioade de 3-5 secunde.

Diferențele dintre deplasările relative (raportate) rezultate din spectrele de deplasare și cele de proiectare sunt arătate în figura III.10. Se constată diferențe semnificative pentru perioadele lungi, peste 2 secunde, când utilizarea spectrului de proiectare dă rezultate descoperitoare [III.18].

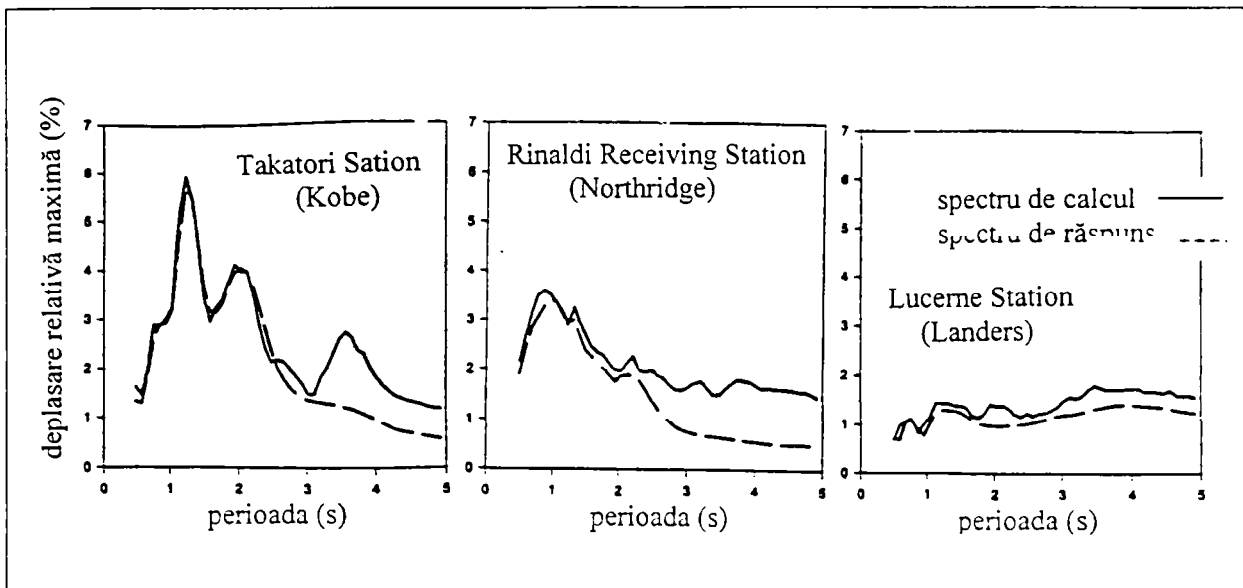


Figura III.10: Comparație spectru deplasare/spectru răspuns [III.18]

### III.5.2 Aplicații numerice

Pentru analiza aspectelor legate de criteriile de deplasare, s-au ales cadrele metalice din figura III.11.

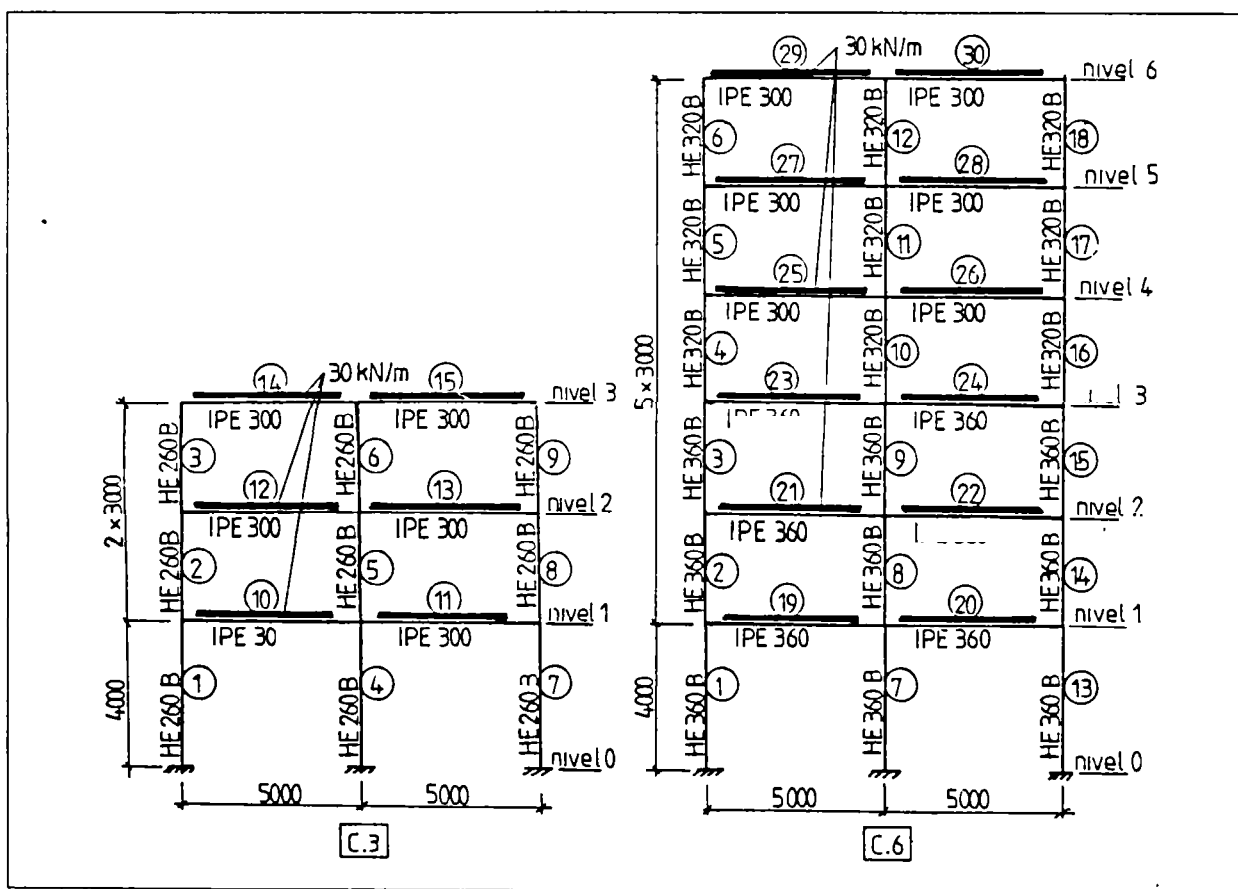


Figura III.11: Structurile în cadre metalice analizate numeric [3.3]



C3 este un cadru cu două deschideri și trei niveluri. Predimensionarea s-a făcut pe baza unui calcul elastic folosind programul SAP90, coeficientul seismic  $k_s=0.20$ , coeficientul de importanță  $\alpha=1.0$ .

Din condițiile de dimensionare: calcul de rezistență, condiție de mecanism, condiții de ductilitate și calcul de deplasări au rezultat următorii parametri de dimensionare: pentru  $\Psi =0.25$ , cedare prin mecanism global și  $\gamma=4$  (condiția de deplasare) dimensiunile stâlpilor au rezultat HE260. Pentru rigle s-au ales profile IPE300.

C6 este un cadru cu două deschideri și șase niveluri. Pentru aceeași parametri de dimensionare aleși, dimensiunile stâlpilor au rezultat HE360 (rigle IPE360).

Comportarea la seism s-a efectuat pe baza accelerogramei din 12 iulie 1991, înregistrată la Timișoara, la circa 40 km față de epicentru, cu un vârf de accelerație de  $328.4 \text{ cm/s}^2$  (fig.A11 - Anexa A). Pentru analiza time-history a comportării structurilor amplasate la diferite distanțe față de epicentru s-a folosit programul DRAIN-2D. Ținând seama de relația de atenuare s-au calculat accelerațiile corespunzătoare stării limită ultime și de exploatare:

Distanța (km)	Accelerația ( $\text{cm/s}^2$ )	
	starea limită ultimă	starea limită de exploatare
1	226	121
10	150	85
20	99	53
40	52	28
70	29	16
100	20	11

S-au reprezentat deplasările absolute și relative pentru distanțele și accelerațiile considerate, și de asemenea variațiile deplasării la vârf, în funcție de distanța epicentrală. S-a reprezentat evoluția articulațiilor plastice și deplasările la vârf, respectiv accelerația atinsă la formarea mecanismului. Aceste reprezentări grafice sunt exemplificate în figurile A12-A21 din Anexa A. Pentru reprezentarea deplasărilor absolute și relative s-a selectat analiza pentru distanța de 40 km față de epicentru (orașul Timișoara).

Examinare diagramelor de deplasări absolute și relative precum și evoluția structurii până la formarea mecanismului au evidențiat următoarele aspecte:

- atât la cadrul C3, cât și la C6 se observă clar influența modurilor superioare;
- deplasările limită prevăzute în P100-92 nu pot fi respectate pentru starea limită ultimă, dar sunt verificate pentru starea limită de exploatare;
- se constată o amortizare importantă a deplasărilor în raport cu creșterea distanței epicentrale;
- structurile s-au proiectat pentru o încărcare corespunzătoare primului mod de vibrație, iar dimensiunile s-au ales astfel ca mecanismul global să se formeze în acest mod. Din cauza modurilor superioare, care schimbă distribuția acțiunilor pe înălțime, se constată că structurile rămân elastice până la accelerațiile corespunzătoare stării limită ultime;
- analiza time-history până la formarea mecanismului a arătat că primele articulații plastice s-au format la partea superioară a structurii, la valori ale accelerațiilor de 1.9 ori

mai mari decât cele corespunzătoare stării limită ultime; mecanismele s-au produs la accelerații de 3.22 (C3), respectiv 5.71 (C6) ori mai mari.

### III.6 Concluziile capitolului

Spectrul de proiectare prevăzut în normativul P100-92 pentru zona seismică bănățeană nu corespunde cu caracteristicile principalelor cutremure din această zonă.

În literatura de specialitate mondială există propuneri pentru diferențierea spectrelor inerplăci și intraplăci. Spectrul bănățean rezultat din accelerograma înregistrată la Timișoara în 12 iulie 1991 arată clar caracterul cutremurului intraplacă din aria bănățeană. Accelerogramele înregistrate în cursul mai multor evenimente seismice din zona Banat indică faptul că acțiunea este de tip impuls în zona epicentrală, spre deosebire de seismele vrâncene, care sunt ciclice.

Spectrul propus (Gioncu), folosind o relație din literatură corespunde foarte bine cu spectrul din accelerograma înregistrată. În mare parte acesta reproduce spectrul din normativele premergătoare cutremurului din 77 – cu excepția perioadelor de colț, care sunt considerate mai scurte.

Proiectarea pe bază de limitare a deformațiilor și introducerea în proiectare a nivelelor de performanță. Valorile accelerațiilor corespunzătoare acestor nivele de performanță se pot determina pe baza perioadelor de revenire, pe baze statistice sau deterministe, utilizând fracțiuni din accelerațiile corespunzătoare stării limită ultime.

Testările numerice efectuate pe cadre cu 3 și 6 niveluri au evidențiat efectele favorabile ale modurilor superioare de vibrație, care reduc semnificativ acțiunile seismice determinate pe baza primului mod. Analiza de tip time-history s-a făcut pe baza unei accelerograme înregistrată la Timișoara, care are un caracter ciclic, fiind influențată de terenul de fundare. Sunt necesare studii în continuare pentru accelerograme de tip impuls, care sunt caracteristice zonelor epicentrale.

### III.7 Bibliografie

- 3.1 V.Gioncu, G.Mateescu (2000). Seismele bănățene și implicații privind îmbunătățirea normativului P 100-92. Buletin AGIR, Nr.1, 2000
- 3.2 M.Ifrim (1984). Dinamica structurilor și inginerie seismică. Editura Didactică și Pedagogică, București
- 3.3 INCERC Timișoara (1995). Studiul efectelor mișcărilor seismice de tip Banat asupra structurilor metalice, din beton armat și de zidărie, comparativ cu efectele asupra acelorași structuri amplasate în zonele afectate de seismul Vrancea, contract MCST A 84/1997, referat de cercetare

- 3.4 INCERC București (1994). Analize de vulnerabilitate și risc seismic asupra unor categorii de construcții. Analize asupra hazardului seismic pentru unele zone caracteristice de amplasament (orașe mari), referat de cercetare
- 3.5 D.Lungu, T.Moldoveanu (1997). Introducere. "Calculul Structurilor în zone seismice. EUROCODE 8. Exemple de calcul" Tempus-Phare Complementary Measures Project 01198. Implementing of Structural Eurocodes in Romania. Civil Engineering Standards (ed. D.Lungu, F.M.Mazzolani, S.Savidis) p.1-8
- 3.6 INCERC Timișoara (1998). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat, contract MCST A 92/95, referate de cercetare
- 3.7 V.V.Bertero (1997). Codification design and application. General report. Proceedings of STESSA'97, (Mazzolani, Akiyama,eds) 3-8 August 1997, Kyoto, Japan
- 3.8 V.V.Bertero (1997). Performance based seismic design: a critical review. Seismic Design Methodologies for the Next Generation of Codes. Proceedings of International Workshop Bled, 24-27 June, 1997.(eds.P.Fayfar, H.Krawinkler), Balkema, Rotterdam, p.1-31
- 3.9 D.Lungu, T.Cornea, A.Aldea, A.Zaicenco (1997). Reprezentarea de bază a acțiunii seismice. Calculul Structurilor în zone seismice. EUROCODE 8. Exemple de calcul" Tempus-Phare Complementary Measures Project 01198. Implementing of Structural Eurocodes in Romania. Civil Engineering Standards (ed. D.Lungu, F.M.Mazzolani, S.Savidis) p.9-60
- 3.10 N.N.Ambraseys (1995). The prediction of earthquake peak ground acceleration in Europe. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.24, 467-490
- 3.11 R.O.Hamburger (1997). Defining performance objectives. Proceedings of International Workshop Bled, 24-27 June, 1997.(eds.P.Fayfar, H.Krawinkler), Balkema, Rotterdam, p.33-42
- 3.12 A.Gobarah et al.(1997). Performance level criteria and evaluation. Proceedings of International Workshop Bled, 24-27 June, 1997.(eds.P.Fayfar, H.Krawinkler), Balkema, Rotterdam, p.207-215
- 3.13 F.M.Mazzolani, V.Piluso (1997). A simple approach for evaluating performance levels of moment-resisting steel frames. Proceedings of International Workshop Bled, 24-27 June (eds.P.Fayfar, H.Krawinkler), Balkema, Rotterdam, p.141-152
- 3.14 N.Laru și al.(1996). Building ductility demand: interplate versus intraplate earthquakes. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.25, p.965-985
- 3.15 A.M.Chandler et al. (1992). The use of interplate derived spectra in intraplate seismic regions. Proceedings of the 10<sup>th</sup> Earthquake Engineering Conference, Balkema, p.5823-5827
- 3.16 IPCT SA (1995). Ghid pentru zonele acțiunii seismice pe teritoriul României și normarea spectrelor de răspuns pentru proiectare, Contract 983/95
- 3.17 W.D.Iwan (1997). Drift spectrum: Measure of demand for earthquake ground motions. Journal of Structural Engineer, Vol.123, No.4, p.397-404
- 3.18 W.D.Iwan (1995). Near-field considerations in specification of seismic design motions for structures. Proceedings of the 10<sup>th</sup> European Conference in Earthquake Engineering (ed. G.Duma), Balkema Rotterdam, p.257-267

## Capitolul IV

# COMPORTAREA STRUCTURILOR LA ACTIUNI ORIZONTALE SI VERTICALE DE TIP IMPULS

## IV.1 Introducere

Metoda tradițională de proiectare la acțiuni seismice se bazează pe utilizarea spectrelor de proiectare, construite pentru un sistem cu un singur grad de libertate. Problema principală a acestei metode este extinderea la sistemele cu mai multe grade de libertate și la sistemele inelastice. Ea este adecvată pentru sistemele la care dominant este primul mod de vibrație, situație afină cu comportarea sistemelor cu un singur grad de libertate. Prin intermediul coeficienților de participare, modurile superioare corectează valorile primului mod. În general se știe că influența modurilor superioare este cu atât mai mare cu cât structura este mai flexibilă.

Există însă situații când această metodă nu este adecvată. Este cazul structurilor amplasate în zonele epicentrale, 20-25 km în jurul epicentrului. Aceste zone au următoarele caracteristici:

- acțiunea are caracter de impuls,
- vitezele mișcărilor seismice sunt foarte mari,
- componentele verticale sunt de același ordin de mărime cu componentele orizontale.

Analizând înregistrările mișcărilor seismice în zonele epicentrale pentru unele evenimente majore produse în ultimul timp, se constată diferențe extrem de mari față de înregistrările cunoscute. Aceste mișcări seismice au un pronunțat caracter de impuls în viteză și deplasări; de asemenea durata este relativ scurtă, cu un număr redus de excursii în domeniul plastic. Dacă se examinează câteva înregistrări din zona epicentrală Banloc (fig.A9 – Anexa A) se constată asemănări cu mișcările înregistrate în alte zone epicentrale din lume, indicând că problematica este în esență aceeași.

La structurile acționate de asemenea mișcări seismice, impulsurile se transmit prin structură sub formă de unde. Ele se deosebesc de acțiunile de tip ciclic produse în regiunile departe de sursă, caracterizate prin mișcări vibratorii la care dominant este primul mod de vibrație, sau cel mult 2-3 moduri.

Drept consecință a acestor aspecte există caracteristici semnificative de comportare a structurilor în zonele epicentrale:

- influența sporită a modurilor superioare de vibrație,
- mărirea efectelor de ordinul doi,
- cerințe de ductilitate la partea superioară a construcției,
- influența vitezei de încărcare, care sporește ductilitatea necesară și reduce ductilitatea capabilă.

Tinând seama de caracterul de impuls al acțiunii seismice în zonele epicentrale, în cadrul cercetărilor efectuate la INCERC-Filiala Timișoara au fost elaborate spectre elastice pentru acțiunile verticale și orizontale, funcție de durata impulsului de viteză [4.1]. S-au determinat de asemenea perioadele proprii ale structurilor pentru mișcările verticale și s-au efectuat testări numerice.

## IV.2 Comportarea la acțiuni de tip impuls de viteză

Modelul de calcul pentru cutremurele departe de sursă se bazează pe utilizarea structurii cu un singur grad de libertate, primul mod de vibrație fiind determinant. Pe baza acestor observații s-au elaborat metodele simplificate de calcul care admit o distribuție triunghiulară a acțiunilor seismice (fig.IV.1a).

Cercetările efectuate pentru seismele epicentrale au arătat că transmiterea acțiunii seismice este mai apropiată propagării unei unde printr-un mediu continuu, la care modurile superioare au efecte mai importante decât primul mod (fig.IV.1b). În această situație nu se pot aplica metode simplificate.

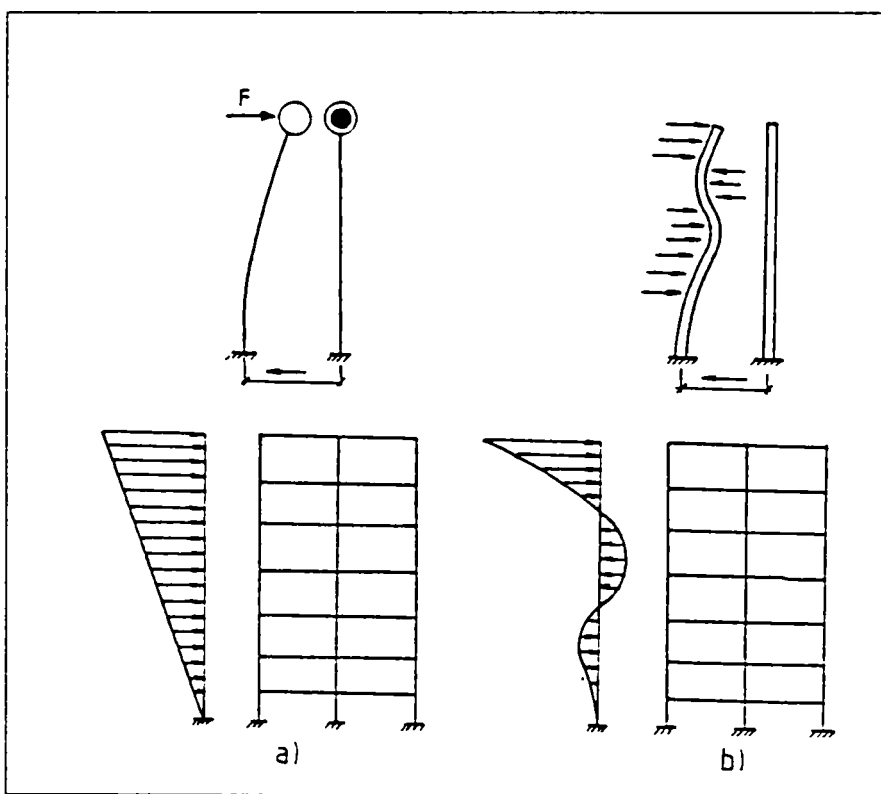


Figura IV.1: Modele pentru calculul seismic departe/aproape de sursă

După cutremurul californian din 1994 cu epicentrul la Northridge, care a cauzat numeroase avarii la structurile metalice s-au inițiat numeroase studii atât în cadrul grupului de studiu denumit SAC care a reunit reprezentanți ai câtorva instituții renumite californiene, dar și cercetări individuale, care să elucideze – teoretic și experimental – comportarea nesatisfăcătoare a structurilor în cadre metalice.

Studiile teoretice având drept obiectiv analiza structurilor la cutremurele epicentrale de-a lungul faliei San Andreas, elaborate de Hall [4.2], [4.3] pentru două clădiri de 20, respectiv 6 niveluri au arătat concluzii foarte importante. Testările s-au făcut atât cu accelerograme înregistrate cât și cu mișcări simulate în lungul faliei, având caracteristicile cutremurului înregistrat. Modelarea materialului, structurii și a



interacțiunii acesteia cu fundația s-au făcut cu multă acuratețe. Concluziile testărilor numerice prin analiză time-history pot fi rezumate prin următoarele:

- comparând valorile obținute prin calcul elastic și plastic, rezultă că ipotezele admise în mod curent în calculul seismic, și anume că deplasările elastice și plastice sunt egale nu se confirmă, deplasările plastice fiind mult mai mari;
- deplasările de nivel de la vârful structurii sunt mai mari decât cele de la primul nivel, în contradicție cu ipotezele curente folosite la calculul cadrelor;
- cutremurele cu deplasări mari pot produce colapsul structurii chiar dacă accelerațiile sunt reduse; de aici importanța spectrului de deplasare în analiza seismică;
- la același tip de cutremur și cu avarii similare, cadrul cu 6 niveluri rămâne stabil, în ce la cel cu 20 niveluri se produce colapsul. Deci colapsul structurii este mai periculos cu cât înălțimea construcției este mai mare.

Mișcarea seismică de tip impuls poate fi caracterizată nu numai printr-un impuls puternic, ci chiar două sau mai multe impulsuri succesive, puternice, așa cum rezultă din înregistrările cutremurului Northridge 1994 [4.4], prezentate în figurile B1, B2 din Anexa B. Înregistrările arată foarte clar caracteristica principală a cutremurului: impuls de viteză. Aceeași observație poate fi făcută și pentru înregistrările din figura B3 [4.2], ca și la alte cutremure grupate în figura B4 din Anexa B. Vârfurile impulsului pot fi simetrice sau asimetrice, primul fiind de obicei mai mare.

Mișcarea seismică se manifestă așadar prin impuls de viteză, cu unul sau două cicluri, cu ramuri egale sau inegale.

### IV.3 Spectre elastice pentru impulsuri de viteză orizontale

#### IV.3.1 Caracteristici principale

Așa cum s-a arătat și în paragraful precedent, cutremurele epicentrale se caracterizează prin impulsuri de viteză sau impulsuri de deplasare, mărimea accelerației jucând un rol secundar, în contradicție cu procedeele prescrise de normele actuale de proiectare antisismică.

Variația în timp a impulsului de viteză este prezentat în figura IV.2b, în care durata impulsului este  $T_t$ . Asimetria impulsului este dată de

$$\alpha = \frac{v_{\max}}{v_{\min}} = 0.6; \quad 1.0; \quad 1.6 \quad (IV.1)$$

Pe intervalele caracteristice  $(0 - T_t/4)$ ;  $(T_t/4 - 3T_t/4)$ ;  $(3T_t/4 - T_t)$  vitezele cresc constant, prin urmare se pot determina accelerațiile (fig.IV.2b):

$$a_{\max 1} = \frac{4v_{\max}}{T_t} = g \quad 0 < t < \frac{T_t}{4} \quad (IV.2a)$$

$$a_{\min} = -\frac{2(v_{\max} + |v_{\min}|)}{T_t} = \frac{1 + \alpha}{2} g \quad \frac{T_t}{4} < t < \frac{3T_t}{4} \quad (\text{IV.2b})$$

$$a_{\max 2} = \frac{4|v_{\min}|}{T_t} = \alpha g \quad \frac{3T_t}{4} < t < T_t \quad (\text{IV.2c})$$

Situațiile caracteristice pentru impulsul de viteză, un singur impuls, două impulsuri alăturate, sau două impulsuri la distanță unul de celălalt sunt arătate în figura IV.2c.

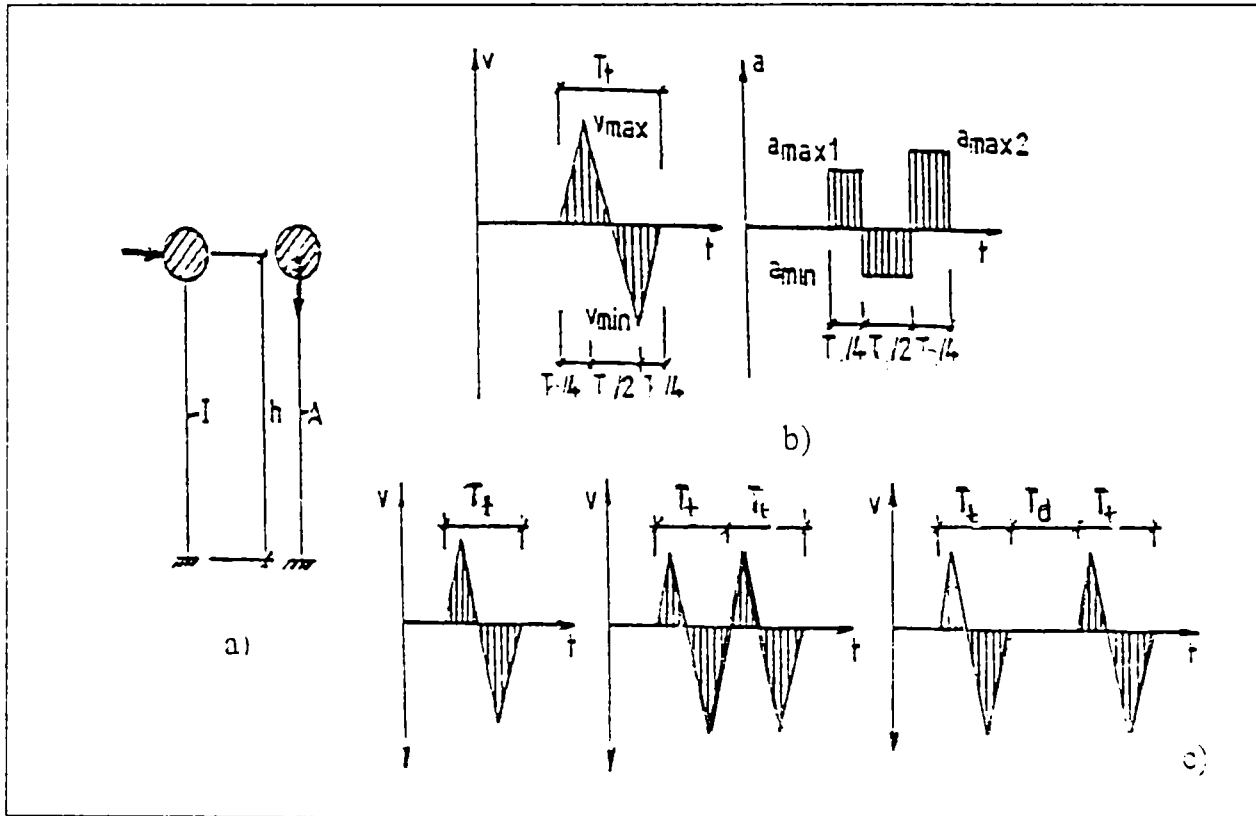


Figura IV.2: Variația impulsului de viteză

Pentru o structură metalică cu un singur grad de libertate – consolă având masa concentrată la vârf,  $m$  și înălțimea  $h$  (fig.IV.2a), perioada proprie este

$$T = 2\pi \left( \frac{mh^3}{3EI} \right)^{1/2} \quad (\text{IV.3})$$

iar momentul de inerție va fi

$$I = \frac{4\pi^2}{3} \frac{mh^3}{E} \frac{1}{T^2} = \frac{4088.32}{T^2} \quad (\text{IV.4})$$



S-au calculat momentele de inerție pentru perioadele cuprinse în intervalul 0-2.5 sec și ariile secțiunii transversale - profile I - corespunzătoare momentului de inerție calculat cu relația IV.4 (Tabel IV.1).

Tabel IV.1: Caracteristicile secționale pentru diverse perioade de timp

Perioada (sec)	$I_x$ (m <sup>4</sup> )	A (m <sup>2</sup> )
0.10	0.00408832	0.030
0.20	0.00102208	0.0230
0.30	0.00045426	0.0159
0.40	0.00025552	0.0149
0.50	0.00016350	0.0113
0.60	0.00011356	0.0106
0.70	0.00008344	0.0091
0.80	0.00006388	0.0070
0.90	0.00005047	0.0060
1.00	0.00004088	0.0085
1.10	0.00003379	0.0085
1.20	0.00002839	0.0045
1.30	0.00002419	0.0045
1.40	0.00002086	0.0045
1.50	0.00001817	0.0038
1.60	0.00001597	0.0043
1.70	0.00001415	0.0043
1.80	0.00001262	0.0043
1.90	0.00001133	0.0034
2.00	0.00001022	0.0034
2.10	0.00000927	0.0030
2.20	0.00000845	0.0030
2.30	0.00000773	0.0025
2.40	0.00000710	0.0025
2.50	0.00000654	0.0025

### IV.3.2 Amplificări ale acțiunii seismice

Pentru obținerea spectrelor s-a folosit programul de analiză inelastică neliniară time-history DRAIN -2D [4.4] în care s-au introdus accelerogramele artificiale pentru coeficienții de asimetrie calculați mai sus, determinându-se valoarea coeficientului de amplificare  $\beta$ .

În figurile IV.3 – IV.8 sunt reprezentate spectrele rezultate pentru durata impulsului  $T_1 = 0.1; 0.2; 0.3; 0.4; 0.5$  și  $1.0$  sec și pentru coeficienții de asimetrie  $\alpha = 1.6; 1.0$  și  $0.6$ .

Se constată amplificări mari în zonele de rezonanță, amplificare maximă pentru  $\alpha = 1.6$ , adică pentru cazul în care al doilea vârf de viteză este mai mare decât primul. Amplificările variază între 4.5-6.5. În schimb, după amplificarea maximă valorile scad foarte mult.

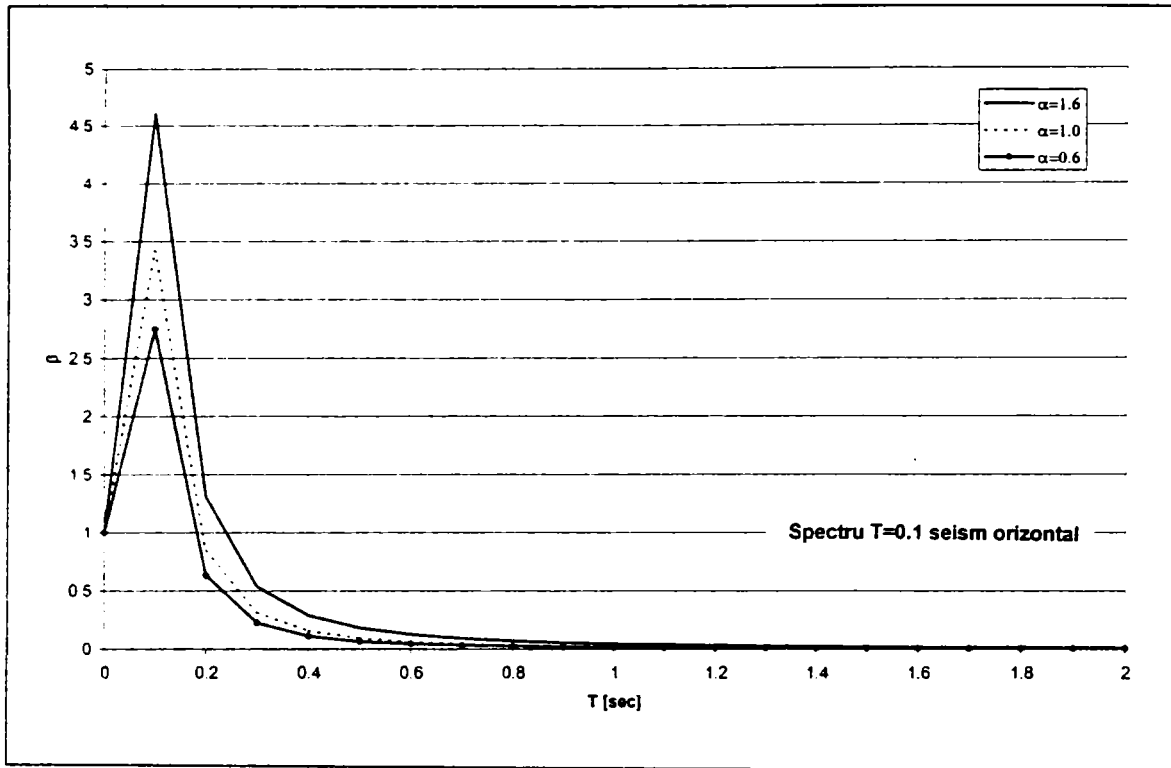


Figura IV.3: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.1$  sec

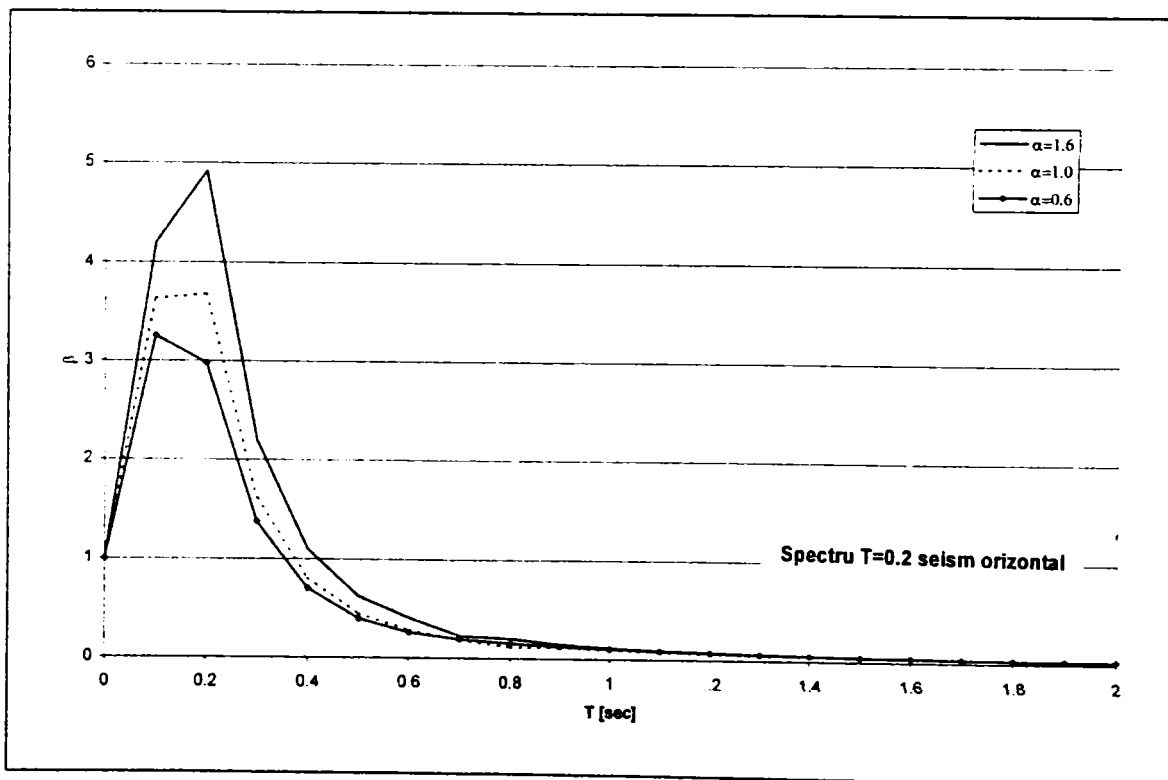


Figura IV.4: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.2$  sec

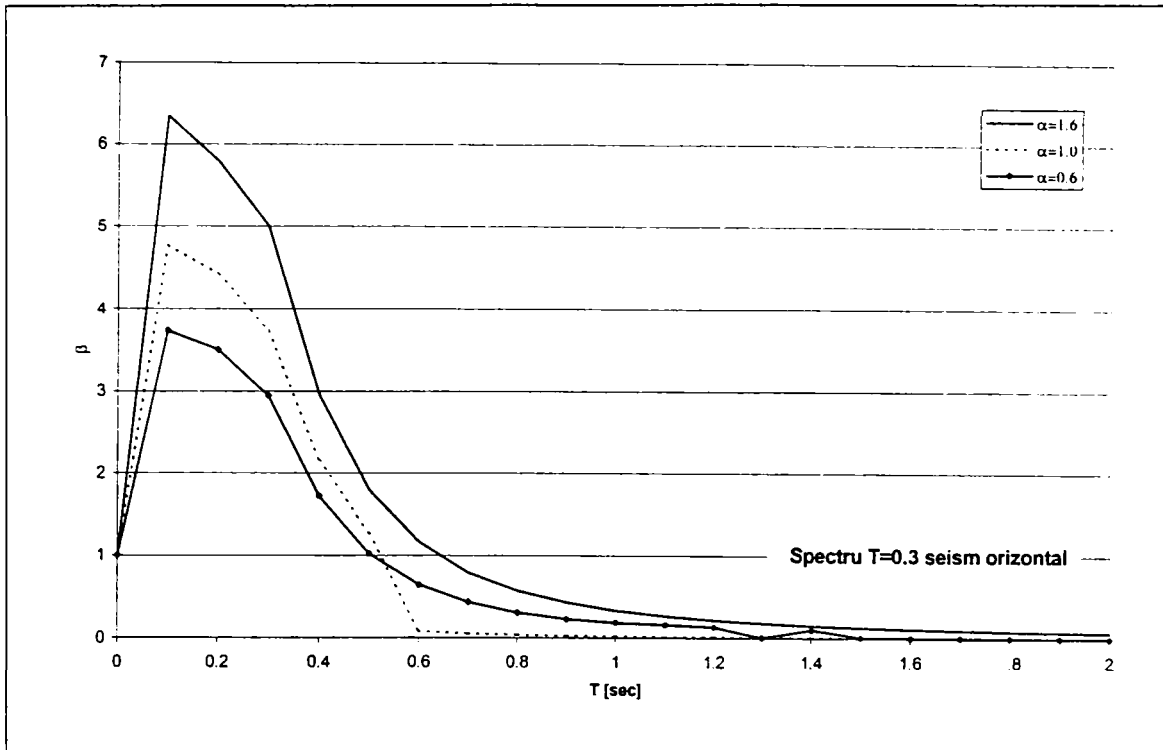


Figura IV.5: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.3$  sec

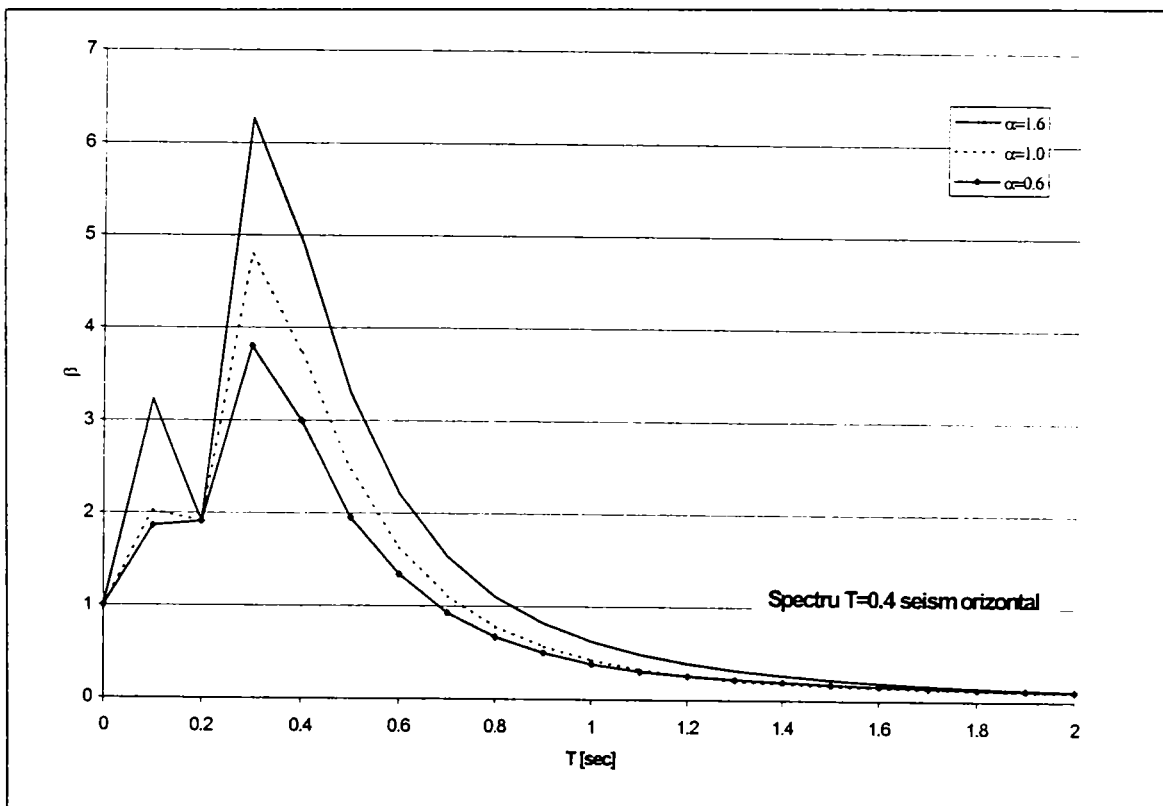


Figura IV.6: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.4$  sec

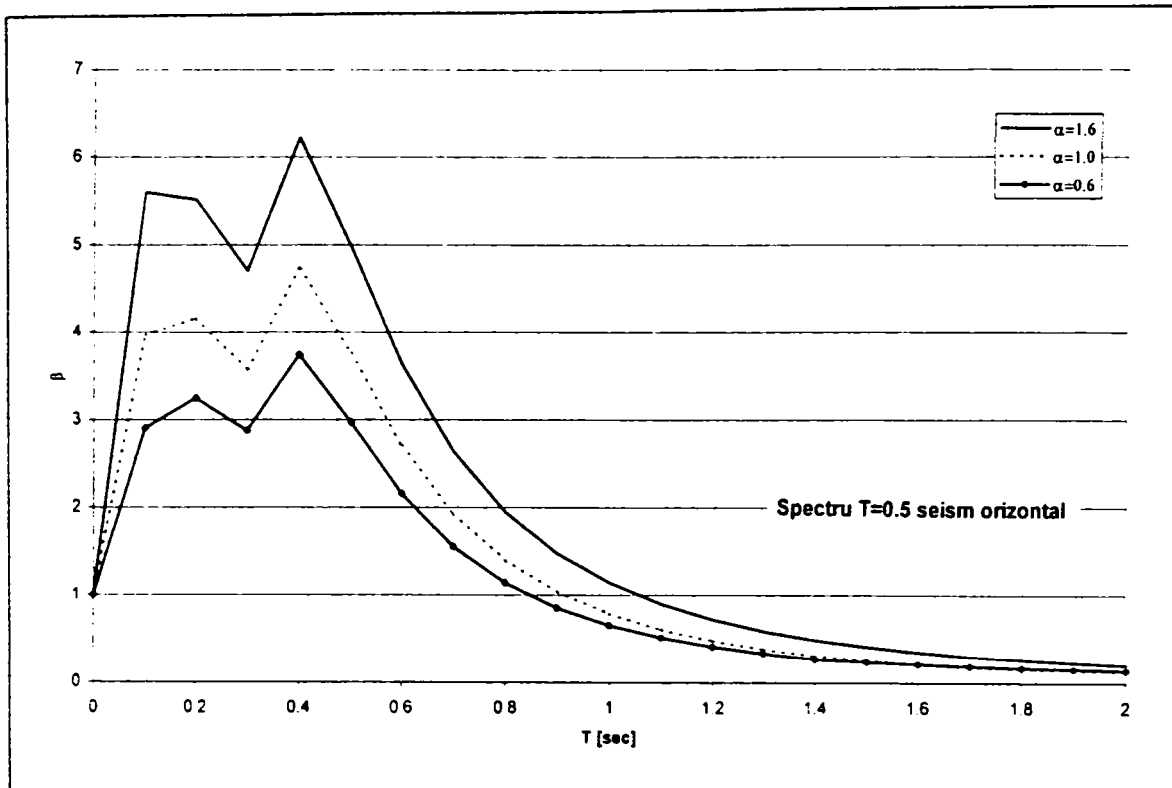


Figura IV.7: Spectru artificial pentru  $T_1 = 0.5$  sec

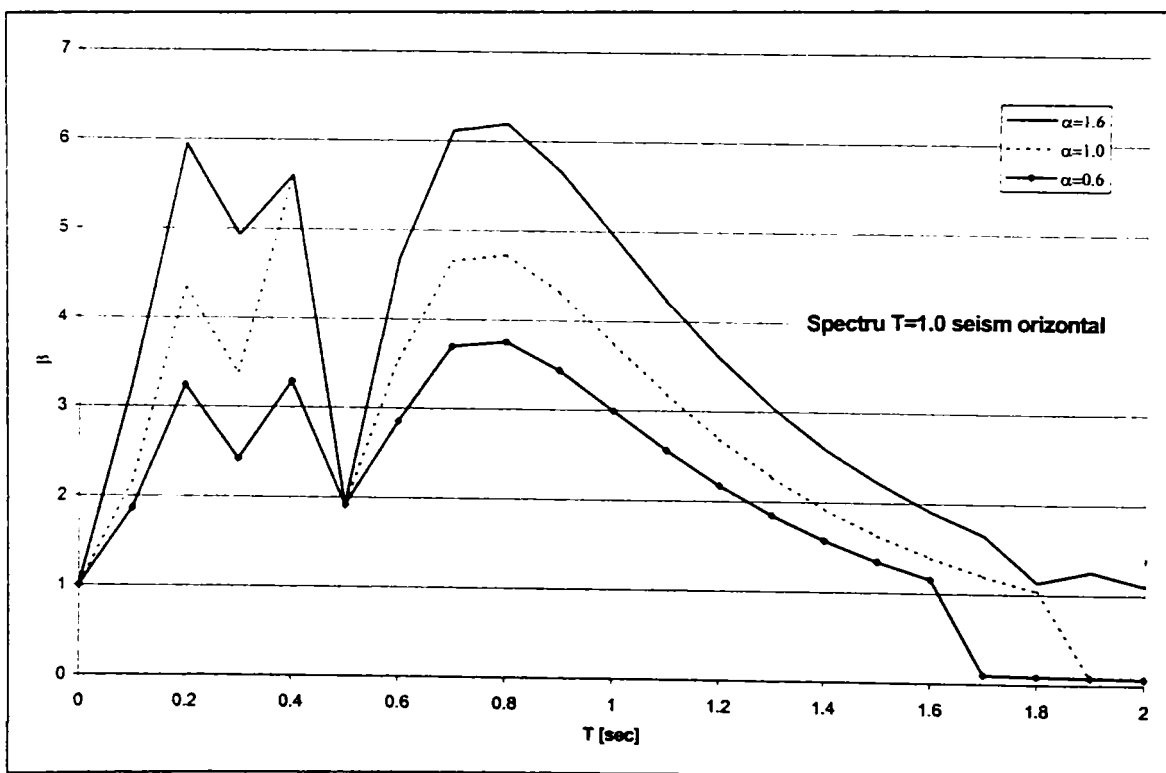


Figura IV.8: Spectru artificial pentru  $T_1 = 1.0$  sec

### IV.3.3 Spectre pentru impulsuri de viteză asimetrice

În figurile IV.9 – IV.11 sunt suprapuse toate spectrele pentru diferite durate și forme ale impulsului. Amplificările maxime sunt:

$$\alpha = 1.6 \quad \beta_{\max} = 6.5; \quad \alpha = 1.0 \quad \beta_{\max} = 5.8; \quad \alpha = 0.6 \quad \beta_{\max} = 3.8$$

Aceste amplificări sunt mult mai mari decât cele prevăzute în normele de proiectare. Compararea cu spectrul propus în EC8 pentru acțiunile orizontale arată că în domeniul perioadelor mici acesta este descoperit în toate cele trei cazuri de asimetrie ale impulsului.

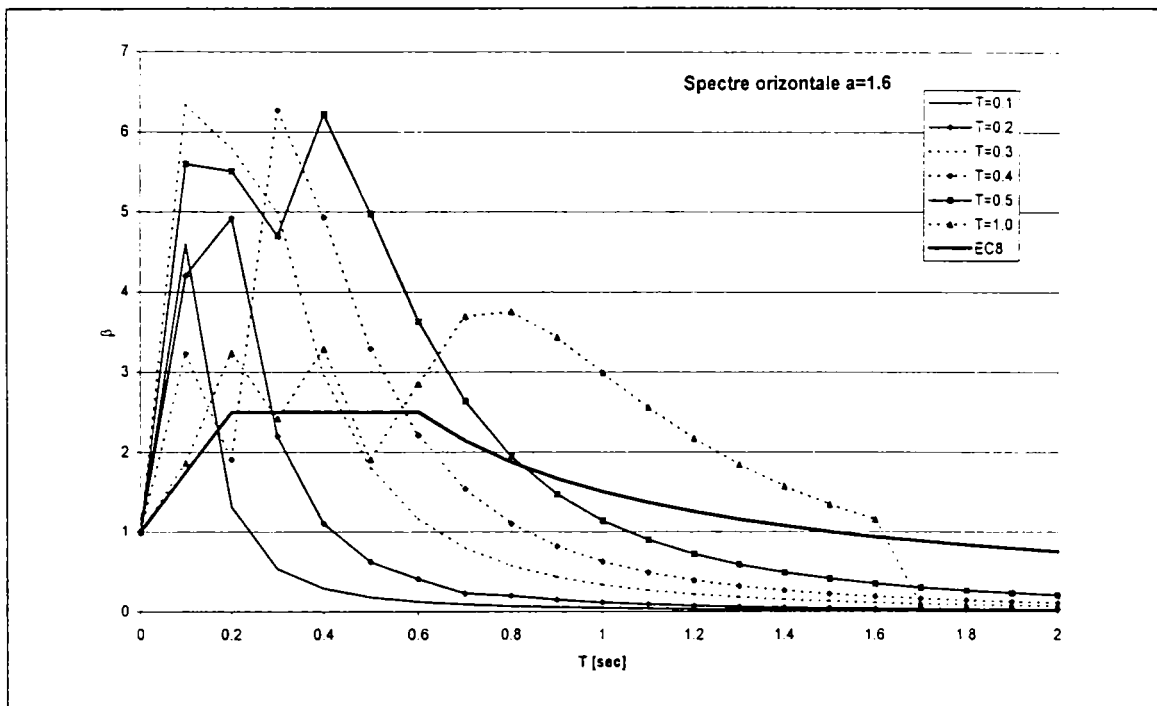


Figura IV.9: Suprapunerea spectrelor pentru coeficientul de asimetrie  $\alpha = 1.6$

În figura IV.12 [4.5] sunt prezentate spectrele obținute pentru un singur impuls, două impulsuri adiacente și două impulsuri distanțate la o perioadă de 5 secunde. Aceste spectre sunt comparate cu spectrul propus în Eurocode 8.

Se constată că valorile propuse în EC8 nu acoperă amplificările mari în domeniul perioadelor reduse ale structurii. O altă observație este aceea că amplificarea maximă se obține pentru două impulsuri adiacente, situație care este conformă realității dacă ne referim la înregistrările din figurile B1-B4 din Anexa B pentru o serie de cutremure manifestate în timp.

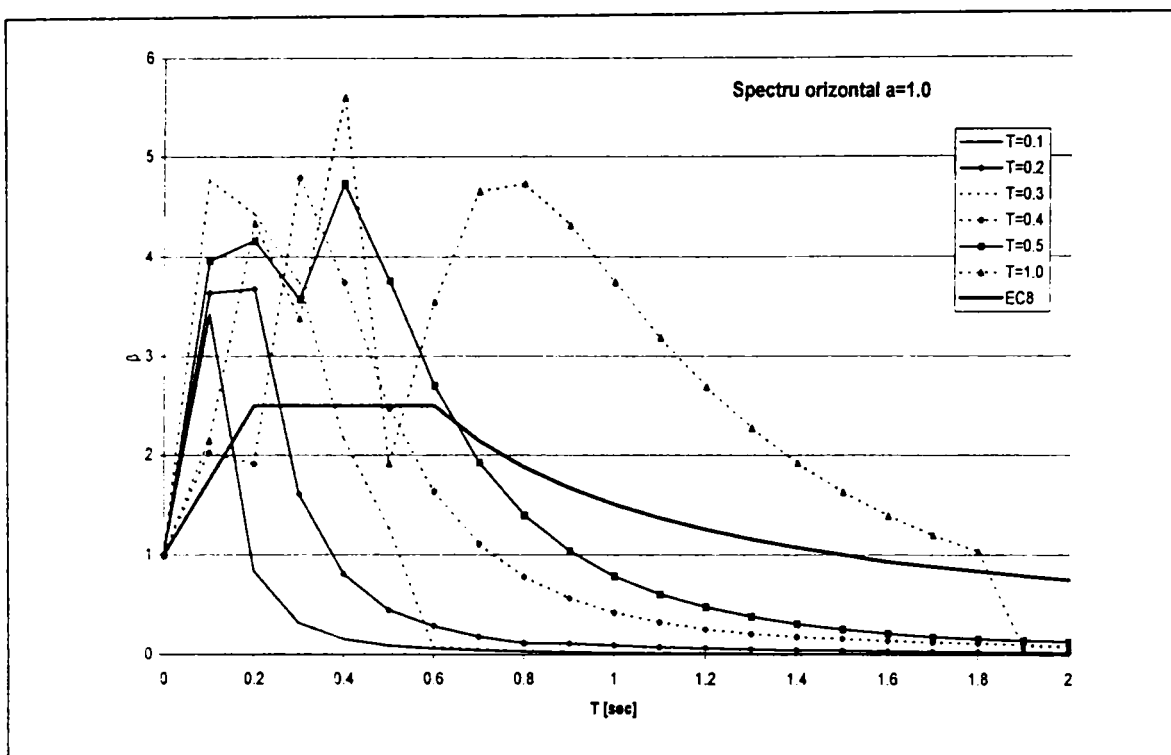


Figura IV.10: Suprapunerea spectrelor pentru coeficientul de asimetrie  $\alpha = 1.0$

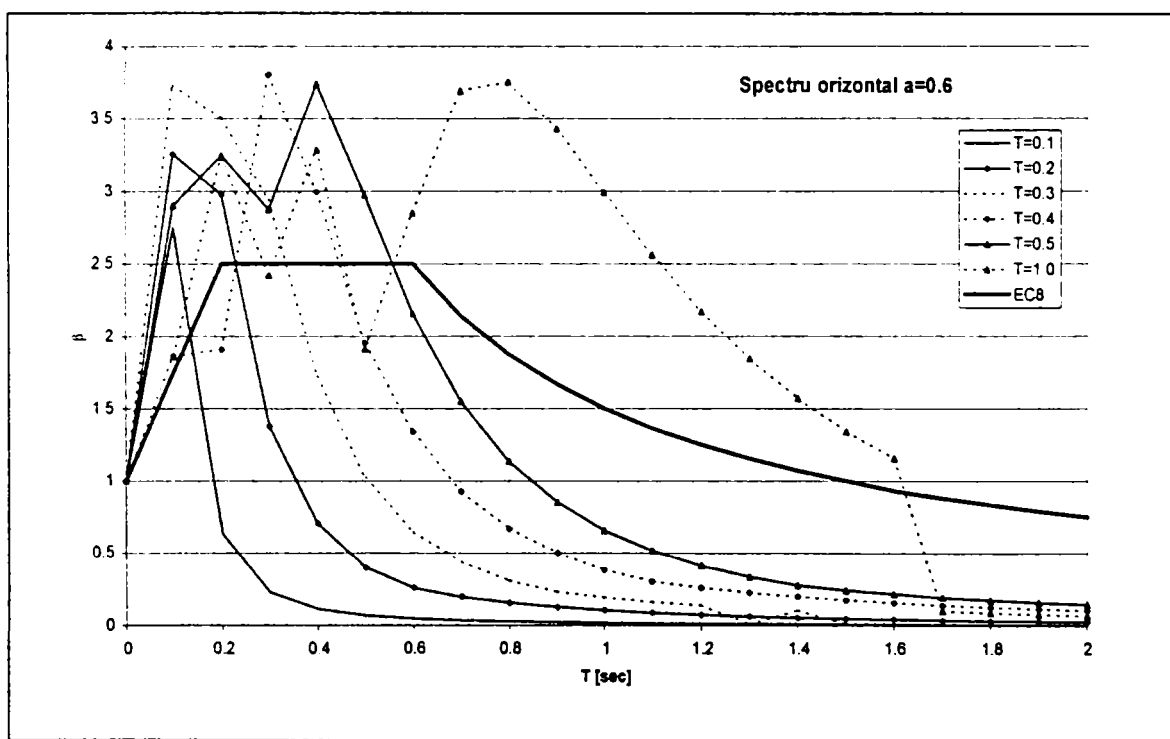


Figura IV.11: Suprapunerea spectrelor pentru coeficientul de asimetrie  $\alpha = 0.6$

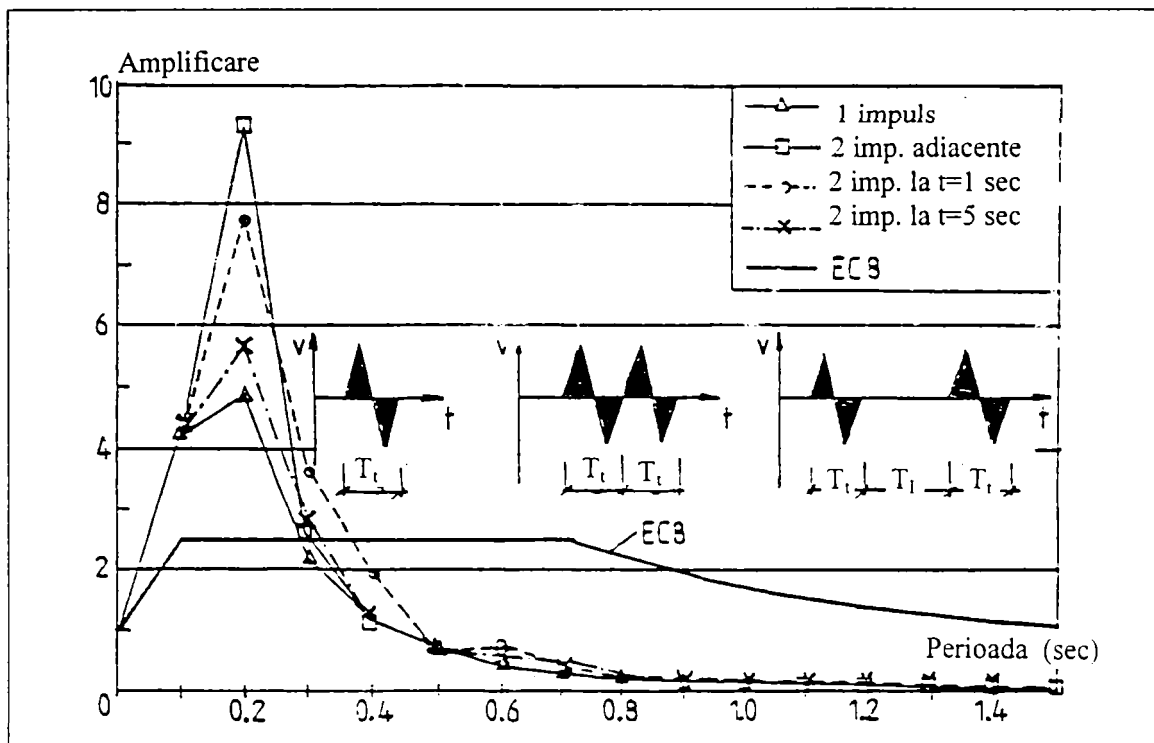


Figura IV.12: Suprapunerea spectrelor pentru mai multe tipuri de impuls de viteză

#### IV.4 Testări numerice pentru impulsuri de viteză orizontale

Testările numerice s-au făcut pentru două cadre metalice cu 3, respectiv 6 niveluri, ale căror caracteristici geometrice, încărcări gravitaționale și secțiuni transversale ale elementelor sunt arătate în figura III.11 din capitolul III. Dimensionarea s-a făcut pe baza cerințelor P100-92 și EC8, iar cedarea s-a impus să se producă prin mecanism global.

Perioadele proprii pentru cele două cadre sunt:

C3:  $T_1 = 0.90$  sec,  $T_2 = 0.26$  sec,  $T_3 = 0.13$  sec;

C6:  $T_1 = 1.27$  sec,  $T_2 = 0.43$  sec,  $T_3 = 0.21$  sec,  $T_4 = 0.13$  sec,  $T_5 = 0.09$  sec,  $T_6 = 0.07$  sec

S-a considerat un cutremur artificial de tip impuls de viteză (descriș la pct.IV.3.1) cu următoarele caracteristici:

- durata impulsului:  $T_i = 0.20; 0.50; 1.00$  sec
- asimetria impulsului:  $\alpha = 1.6; 1.0; 0.6$

Analiza a fost efectuată cu programul DRAIN-2D, folosind metoda biografică dinamică, în care se urmărește ordinea formării articulațiilor plastice, prin majorarea accelerației de bază  $g$  cu factorul  $\lambda$ . În această metodă se urmăresc etapele:

- formarea primelor articulații plastice, pentru  $\lambda_e$ ;
- formarea mecanismului, pentru  $\lambda_m$ ;
- colapsul structurii, pentru  $\lambda_c$ .

În figurile B5-.B7 din Anexa B se exemplifică istoria deplasărilor laterale pentru cele 3 etaje ale cadrului C3, determinate pentru  $T_t = 0.2$  sec și  $\alpha = 1.6; 1.0; 0.6$ , pentru nivelul de accelerație care produc apariția primelor articulații plastice. Se constată că nivelul accelerațiilor la care apar articulațiile plastice este foarte diferit ( $\alpha = 1.6, a_e = 782$  cm/sec<sup>2</sup>;  $\alpha = 1.0, a_e = 1190$  cm/sec<sup>2</sup>;  $\alpha = 0.6, a_e = 1373$  cm/sec<sup>2</sup>), deplasările maxime sunt practic egale. Deoarece aceste accelerații sunt foarte mari, rezultă că structura lucrează în stadiul elastic.

Studiul formării articulațiilor plastice pentru perioadele impulsului  $T_t = 0.2; 0.5; 1.0$  sec și asimetria impulsului  $\alpha = 1.6; 1.0; 0.6$  este prezentat în figurile B8-B10 din Anexa B.

Pentru perioada impulsului de 0.2 sec (Fig.B8) se constată că apariția primelor articulații se produce la ultimul nivel. La nivelul acoperișului se formează un mecanism de nod, în care toate barele concurente în nod au format articulații plastice, iar rotirile sunt extrem de mari. Colapsul se produce practic prin deformațiile mari ale ultimului nivel, dar la valori ale accelerației care nu poate fi atinsă în realitate.

Pentru  $T_t = 0.5$  sec, respectiv 1.0 sec (Fig.B9, B10) primele articulații plastice apar la primul nivel, iar prin majorarea accelerației acestea se extind și la nivelurile superioare. Colapsul se produce prin mecanism de nod.

Aceste testări numerice au evidențiat următoarele:

- la durată scurtă a impulsului este afectată partea superioară a cadrului, la durate mai mari, articulațiile plastice afectează mai întâi zona inferioară;
- mecanismele de cedare sunt cele de nod;
- cu toate că dimensionarea cadrului s-a făcut astfel ca în stâlpi să nu apară articulații plastice, la acțiunea de tip impuls acestea se formează și la capetele stâlpilor,
- formarea mecanismului de cedare corespunde colapsului structurii, în lipsa forțelor de revenire.

În cazul cadrului cu 6 niveluri, C6, primele articulații plastice apar de asemenea la vârful structurii, producându-se un mecanism de nivel la ultimul etaj urmat de mecanisme de nod și în final, un mecanism global combinat cu mecanisme de nod.

În concluzie la testările numerice se poate afirma că structurile se comportă diferit față de cazul seismelor la distanță. Cu toate că dimensiunile stâlpilor s-au determinat astfel încât să nu apară articulații plastice, această condiție nu a putut fi respectată, în special la partea superioară a structurii. Acest fapt se datorează influenței sporite a modurilor superioare, care au efecte mai mari la etajele superioare ale structurii. Acest lucru a fost evidențiat de altfel și de rezultatele testărilor numerice pentru cutremurul din iulie 1991 Banat, de la pct. III.5.2 din capitolul III.



## IV.5 Perioadele proprii ale structurilor pentru mișcările verticale

### IV.5.1 Studii prezentate în literatură

O problemă deosebit de importantă este determinarea perioadelor proprii pentru structurile etajate. Acestea sunt dominate de rigiditățile axiale ale stâlpilor, așa că perioadele proprii vor rezulta mai mici decât cele orizontale, diferența crescând cu numărul etajelor. Un astfel de studiu a fost efectuat de Papaleontinou și Roeset [4.6], constatându-se diferențe mari între perioadele orizontale și verticale (Tabel IV.2).

Tabel IV.2: Perioade orizontale și verticale pentru cadre metalice

Număr etaje	Perioade		Raport
	orizontale	verticale	
4	1.00	0.16	6.25
10	2.22	0.20	11.1
16	1.54	0.19	8.11
20	2.27	0.25	9.08

Ca o caracteristică generală se menționează în [4.7] că perioadele verticale nu sunt influențate de înălțimea clădirii și rigiditatea laterală, ceea ce sugerează că o gamă largă de clădiri pot avea amplificări dinamice similare în timpul mișcărilor verticale. Rezultă că în zonele epicentrale se produc amplificări importante pe verticală a mișcărilor seismice induse. Acestea acționează atât de jos în sus, introducând forțe axiale de întindere cât și de sus în jos, sporind forțele de compresiune din stâlpi, ceea ce conduce la mărirea efectelor de ordinul doi.

### IV.5.2 Calculul simplificat al perioadei verticale

Perioada verticală se determină mai întâi pentru un sistem cu un singur grad de libertate (Fig.IV.13a). Întrucât amortizările prin frecare sunt foarte mici – neexistând elemente care să le producă – se poate considera  $c=0$ , iar ecuația pentru deplasarea verticală,  $x$  va fi:

$$\ddot{x}(t) + \omega^2 x(t) = 0 \quad (\text{IV.5})$$

cu:

$$\omega^2 = \frac{k}{m}, \text{ în care: } k \text{ este rigiditatea axială, iar } m \text{ este masa;} \quad (\text{IV.6})$$

rezultă astfel:

$$\text{- pulsația: } \quad \varpi = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (\text{IV.7a})$$

$$\text{- perioada verticală: } \quad T = \frac{2\pi}{\varpi} = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}} \quad (\text{IV.7b})$$

$$\text{- frecvența: } \quad f = \frac{\varpi}{2\pi} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{k}{m}} \quad (\text{IV.7c})$$

Pentru sistemul cu două grade de libertate neamortizat (Fig.IV.13b) ecuația mișcării este:

$$(\ddot{x}) + \varpi^2(x) = 0 \quad (\text{IV.8})$$

unde  $(x)$  este vectorul deplasărilor.

Determinantul din care se deduce pulsația este:

$$\begin{vmatrix} k_1 + k_2 - \varpi^2 m_1 & -k_2 \\ -k_2 & -k_2 + \varpi^2 m_2 \end{vmatrix} = 0 \quad (\text{IV.9})$$

din care se obține:

$$\varpi^4 - \left( \frac{k_1 + k_2}{m_1} + \frac{k_2}{m_2} \right) \varpi^2 + \frac{k_1 k_2}{m_1 m_2} = 0 \quad (\text{IV.10})$$

Rezultă mai departe:

$$\varpi^2 = \frac{A \pm \sqrt{A^2 - 4B}}{2} \quad (\text{IV.11})$$

cu:

$$A = \frac{k_1 + k_2}{m_1} + \frac{k_2}{m_2}; \quad B = \frac{k_1 k_2}{m_1 m_2} \quad (\text{IV.12 a,b})$$

In cazul particular:  $m_1 = m_2$  și  $k_1 = k_2$  rezultă:

$$\text{- pulsația: } \quad \varpi_1 = 0.618\sqrt{\frac{k}{m}}; \quad \varpi_2 = 1.618\sqrt{\frac{k}{m}} \quad (\text{IV.13a})$$

$$\text{- perioada verticală: } \quad T_1 = \frac{2\pi}{0.618}\sqrt{\frac{m}{k}}; \quad T_2 = \frac{2\pi}{1.618}\sqrt{\frac{m}{k}} \quad (\text{IV.13b})$$

- frecvența: 
$$f_1 = \frac{0.618}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}}; \quad f_2 = \frac{1.618}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (\text{IV.13c})$$

Cele două moduri de vibrație sunt arătate în figura IV.13c. Pentru practica proiectării este interesant primul mod de vibrație.

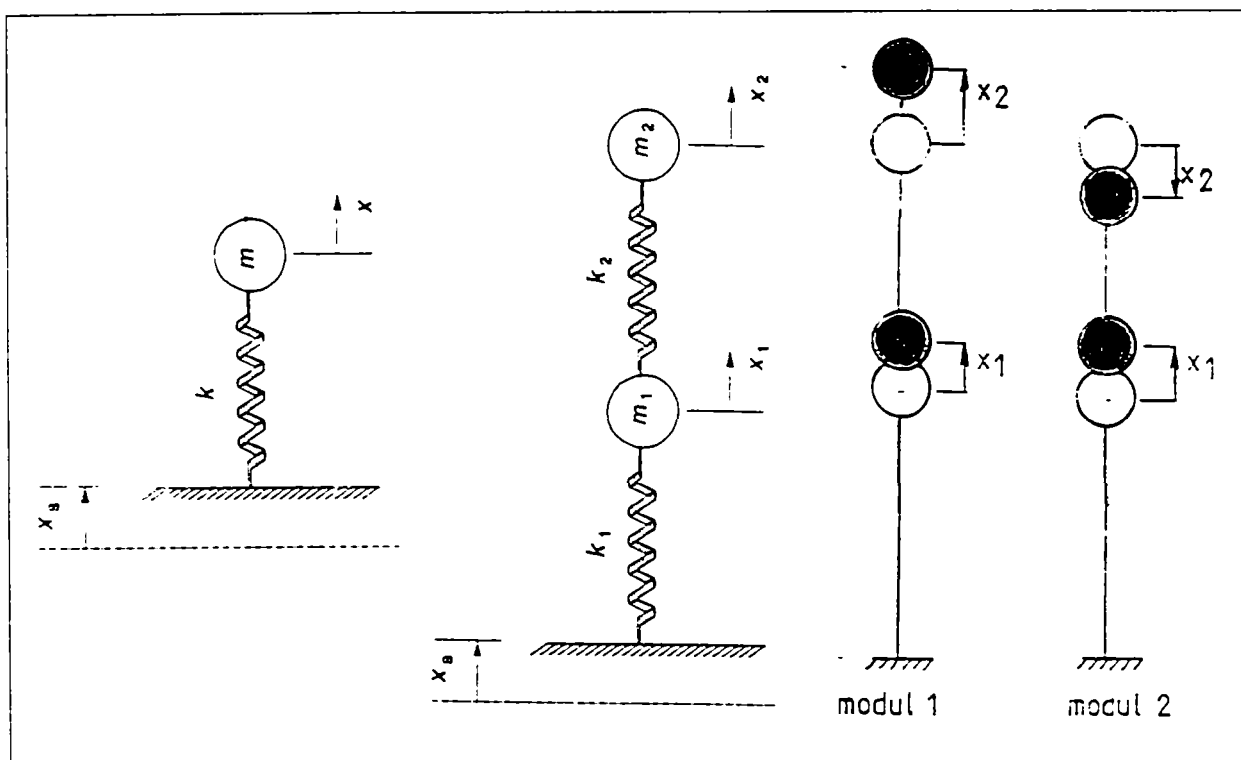


Figura IV.13: Perioada proprie pentru mișcarea seismică verticală

## IV.6 Comportarea la acțiuni verticale

### IV.6.1 Eforturi din componentele verticale

Cercetările în acest domeniu sunt destul de reduse ca număr, problema fiind de mare interes doar în ultimii 5-6 ani. În tabelul IV.3 se prezintă măsurătorile efectuate în timpul cutremurului Hyogo-ken Nanbu (denumit generic Kobe) pe trei clădiri cu 11, 16 și 31 niveluri [4.8]. Se constată că amplificările acțiunilor verticale sunt mult mai mari decât cele orizontale.

Tabelul IV.3: Răspunsul structural, pentru cutremurul Kobe, 1994 [4.8]

Clădirea	D (km)	Accelerația măsurată, g				Amplificarea	
		V(teren)	H(teren)	V(acoperiș)	H(acoperiș)	V	H
Beton armat, 31 niveluri, Takami	43	0.26	0.27	0.44	0.31	1.69	1.15
Oțel, 16 niveluri	52	0.13	0.19	0.20	0.27	1.54	1.42
Structură compozită, 11 niveluri	52	0.13	0.19	0.26	0.30	2.00	1.58

Un studiu deosebit de interesant este cel prezentat în lucrarea [4.6]. Au fost considerate cadre metalice cu 3 deschideri cu 4, 10 și 16 niveluri, supuse la mișcările seismice Loma Prieta, înregistrările de la Capitola (Fig. IV.14) și tabelul IV.4. Se prezintă valorile forțelor axiale din stâlpi rezultate din acțiunea seismică orizontală și din acțiunea combinată orizontal + vertical.

Tabel IV.4: Forțele axiale din stâlpi datorită încărcării seismice [4.6]

Număr niveluri	Forțe axiale, kN				Contribuția acțiunii verticale la forța axială totală	
	H (acoperiș)	H+V (acoperiș)	H (teren)	H+V (teren)	(acoperiș)	(teren)
4	-22 -40	±110	±200	±450	72%	56%
10	±22	±150	±490	±850	85%	42%
16	-58 -80	±290	±5400	±7100	76%	24%

Din figura IV.14 se observă că frecvențele mișcării verticale sunt mult mai mari decât cele corespunzătoare mișcării orizontale. Tabelul IV.4 arată modificările importante ale forței axiale, în special la ultimul nivel, deși se observă că și primul nivel este afectat. Sporul forței axiale este mai mare la structurile cu puține niveluri.

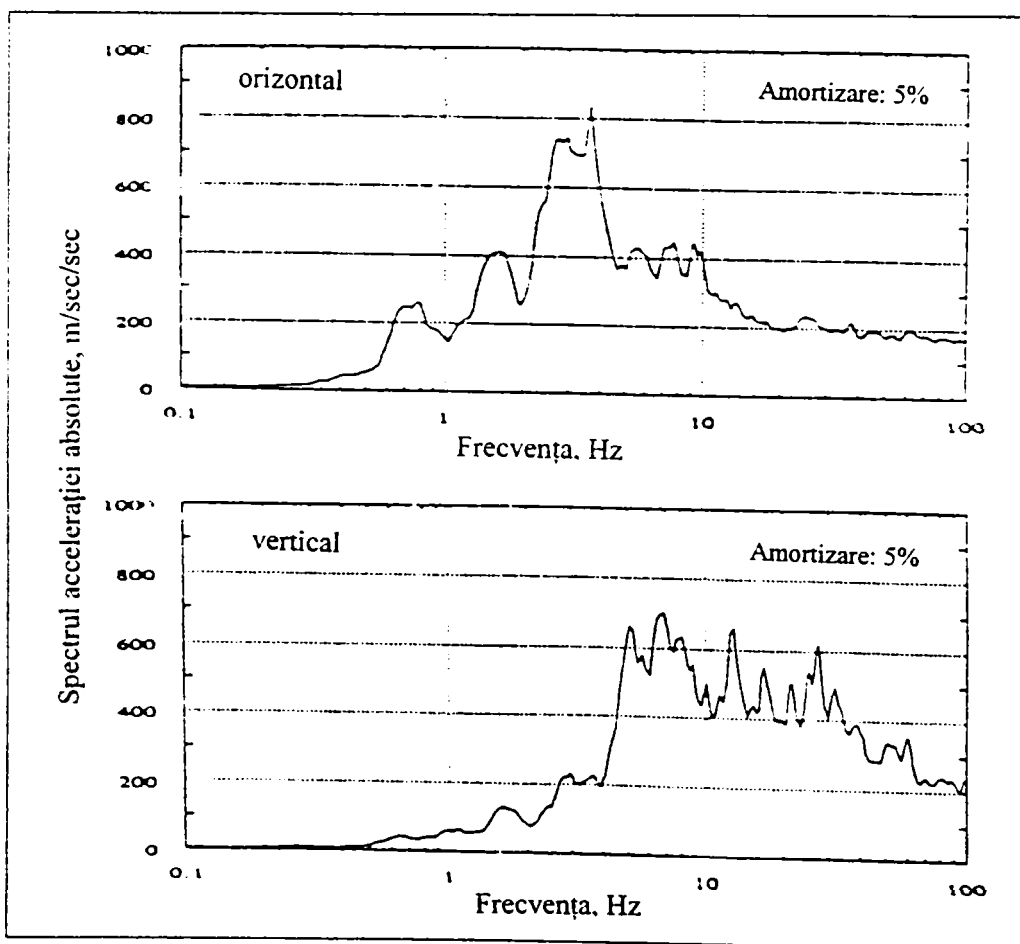


Figura IV.14: Spectrul răspuns pentru componentele orizontale și verticale (Loma Prieta)

Un studiu cu propuneri practice pentru proiectare este prezentat de Yamazaki și Minami [4.9] pentru cutremurele El Centro, Taft, Hachinobe și Kobe (fig.IV.15), considerându-se atât mișcările orizontale cât și cele verticale. S-au introdus notațiile:

$$P_{ov} = M/b \quad (IV.14)$$

în care,  $p_{ov}$  este forța axială datorată momentului de răsturnare din acțiunile orizontale, iar  $b$  este brațul de pârghie și

$$p_{ud} = P_{ud}/M_g \quad (IV.15)$$

$p_{ud}$  fiind raportul forțelor axiale din componentele verticale  $P_{ud}$ , iar  $M_g$ , greutatea structurii la nivelul considerat.

În figura IV.15b sunt prezentați coeficienții  $p_{ov}$  și  $p_{ud}$ , suma simplă  $p_{ov, \max} + p_{ud, \max}$ , sau însumarea pătratică  $(p_{ov} + p_{ud})_{\max} = \sqrt{p_{ov, \max}^2 + p_{ud, \max}^2}$ .

Se constată sporuri mari pentru componentele verticale, de 100% la cutremurele Taft și Kobe, care au fost epicentrale și mult mai reduse, 50%, la cutremurele El Centro și Hachinobe, care au caracteristicile mișcărilor departe de sursă. În schimb efectele momentelor de răsturnare sunt mai mari. Dacă aceste efecte se iau în considerare, sporul acțiunilor verticale va fi mai redus. Rezultă că stâlpii cei mai afectați de mișcarea verticală sunt cei centrali, deoarece nu au forțe de răsturnare mari.

Din prelucrare datelor a rezultat următoarea propunere pentru proiectare (fig.IV.15c):

$$P_{\max} = \gamma P_L + P_{ov, \max} \quad (IV.16)$$

unde

$P_{\max}$  este forța axială maximă în timpul mișcării seismice,

$P_L$ , forța din încărcările gravitaționale,

$P_{ov, \max}$ , forța rezultată din acțiunea seismică orizontală,

$\gamma$  coeficient numeric care ține seama de acțiunile verticale ale seismului epicentral, având valorile:

$$\gamma = 2 - \frac{P_{ov, \max}}{3P_L} \quad 0 \leq P_{ov, \max} \leq 1.5P_L \quad (IV.17a)$$

$$\gamma = 1.5 \quad P_{ov, \max} > 1.5P_L \quad (IV.17b)$$

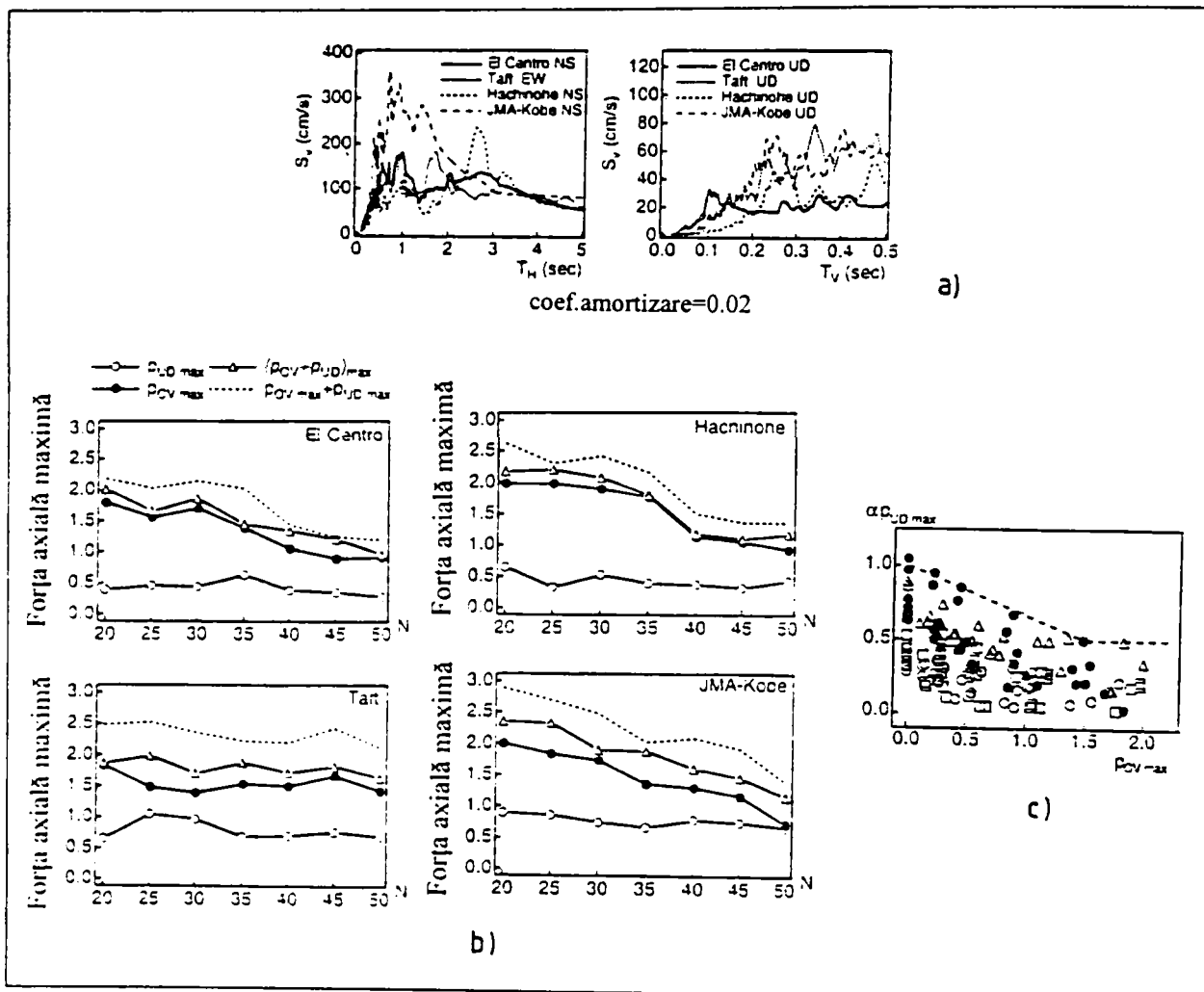


Figura IV.15: Studiu privind efectul mișcării orizontale și verticale [4.9]

## IV.7 Spectre elastice pentru impulsuri de viteză verticale

### IV.7.1 Caracteristici principale

Pentru practica proiectării s-au elaborat spectre artificiale pentru mișcările seismice verticale, având în vedere faptul că înregistrările in situ nu sunt suficiente pentru o prelucrare statistică. Pentru variația în timp s-a adoptat impulsul de viteză din figura IV.2, același ca și pentru mișcarea orizontală, cu durata impulsului  $T_1$  și cu coeficienții de asimetrie 1.6, 1.0 și 0.6. Deoarece perioadele proprii pe verticală sunt mult mai mici decât cele orizontale, spectrele vor fi limitate la intervalul 0 – 1 sec.

Pentru structura cu un singur grad de libertate (fig.4.13a), ținând seama de perioada determinantă din relația IV.7.b rezultă:

$$T^2 = 4\pi^2 \frac{m\ell}{EA} \quad (\text{IV.18})$$

de unde ariile pentru perioada de vibrație verticală vor fi:

$$A = \frac{4\pi^2 m \ell}{E} \frac{1}{T^2} = 0.7666 \frac{1}{T^2} \quad (\text{IV.19})$$

Se obțin astfel următoarele arii:

$$\begin{aligned} T = 0.05 \text{ sec} \quad A = 306,6 \text{ cm}^2; \quad T = 0.10 \text{ sec} \quad A = 76,7 \text{ cm}^2; \quad T = 0.20 \text{ sec} \quad A = 19,17 \text{ cm}^2; \\ T = 0.30 \text{ sec} \quad A = 8,52 \text{ cm}^2; \quad T = 0.40 \text{ sec} \quad A = 4,79 \text{ cm}^2; \quad T = 0.50 \text{ sec} \quad A = 3,07 \text{ cm}^2; \\ T = 1.00 \text{ sec} \quad A = 0,76 \text{ cm}^2. \end{aligned}$$

Pentru obținerea spectrelor s-a folosit programul de analiză inelastică neliniară time-history DRAIN-2D [4.4] în care s-au introdus accelerogramele artificiale pentru coeficienții de asimetrie calculați la pct.IV.3 și ariile calculate mai sus, determinându-se valoarea coeficientului de amplificare  $\beta$ .

În figurile IV.16 – IV.21 sunt reprezentate spectrele rezultate pentru durata impulsului  $T_i = 0.05; 0.1; 0.2; 0.3; (0.4; 0,5)$  sec și pentru coeficienții de asimetrie  $\alpha = 1.6; 1.0$  și  $0.6$ . Se menționează că ultimele două valori ale perioade sunt în afara valorilor normale ale impulsului, dar s-au trasat pentru a studia extensia efectelor și la valori mai mari. Se constată amplificări mari în zonele de rezonanță. Cele mai mari amplificări se produc pentru  $\alpha = 1.6$ , adică pentru cazul că al doilea vârf de viteză este mai mare decât primul. Amplificările variază între 3.8 și 7.2, în concordanță cu valorile obținute de Elnashai și Papazouglu [4.10]. În schimb, după amplificarea maximă, valorile se reduc foarte mult.

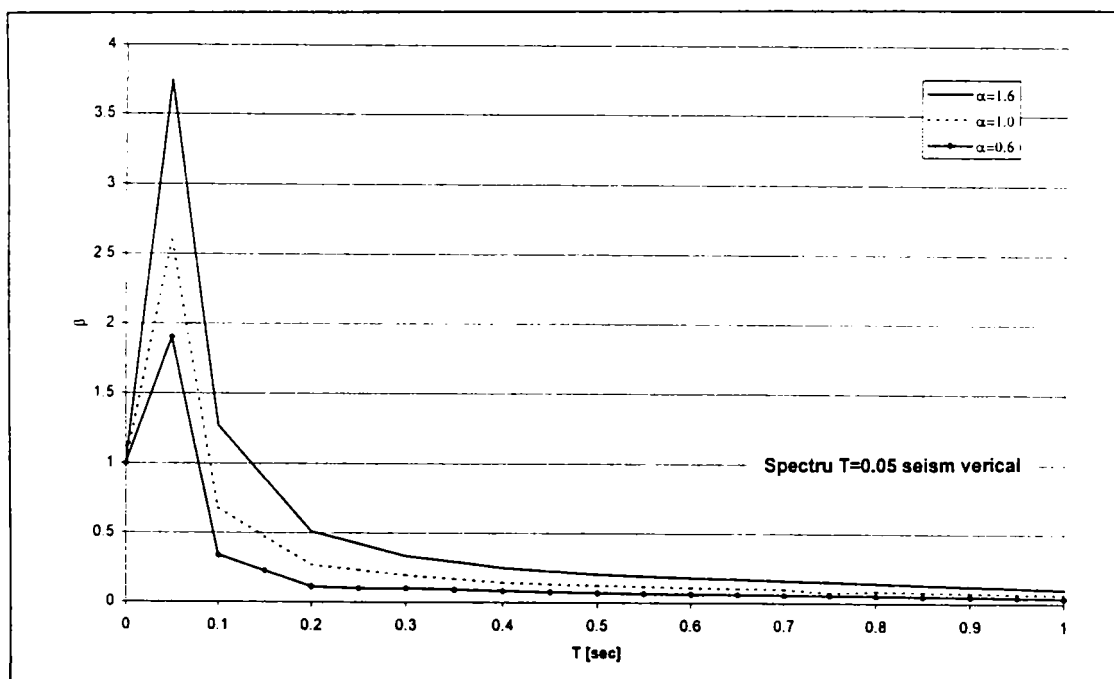


Figura IV.16: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.05$  sec

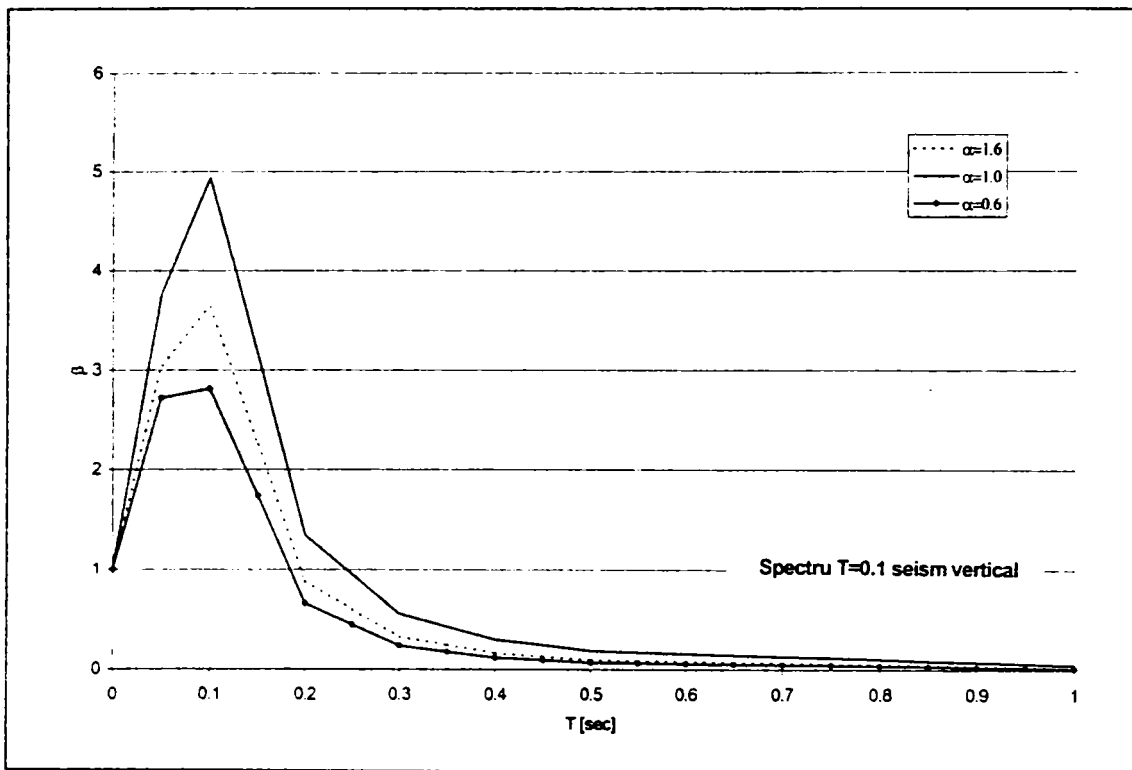


Figura IV.17: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.1$  sec

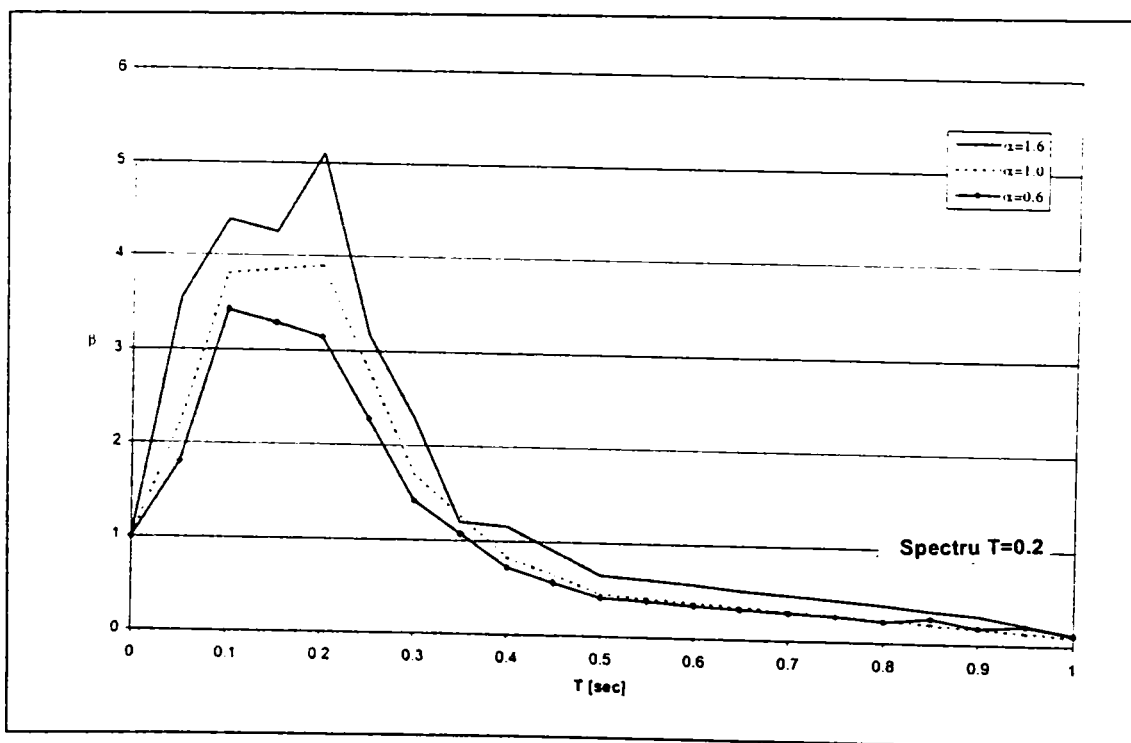


Figura IV.18: Spectru artificial pentru  $T_i = 0.2$  sec



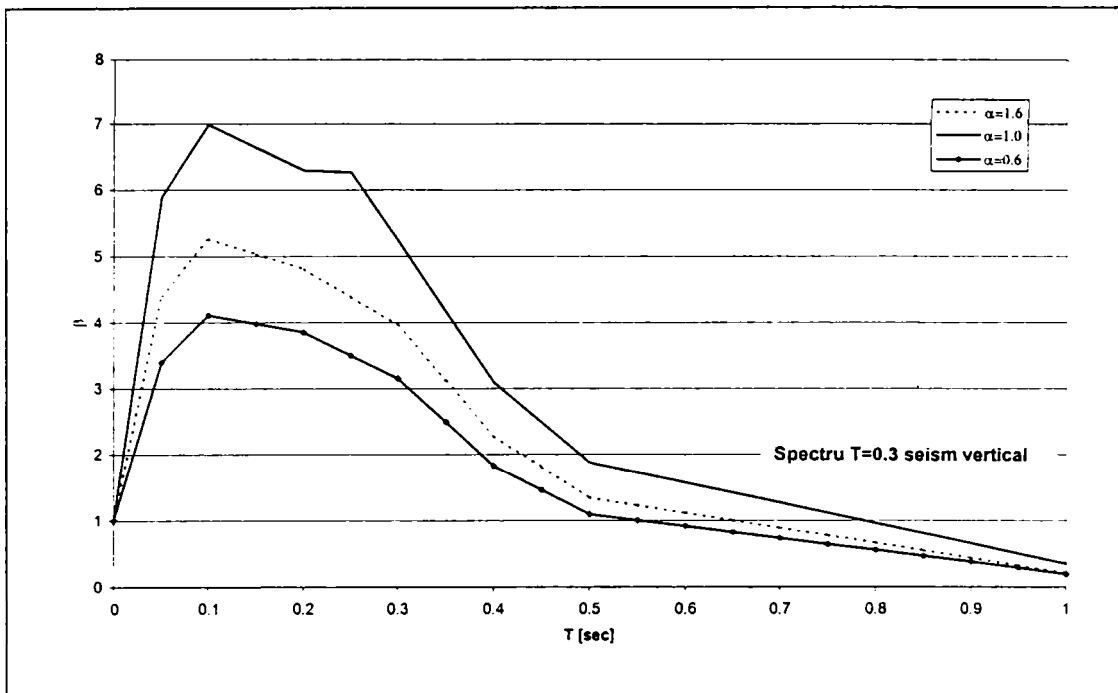


Figura IV.19: Spectru artificial pentru  $T_f = 0.3$  sec

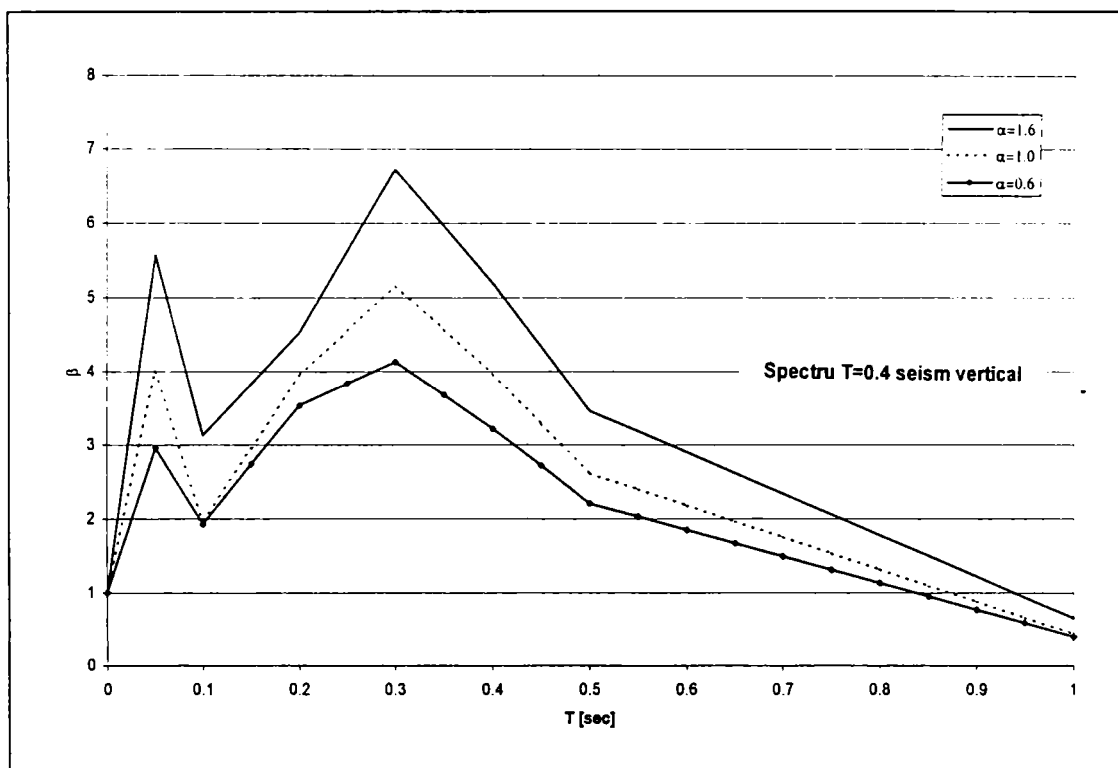


Figura IV.20: Spectru artificial pentru  $T_f = 0.4$  sec

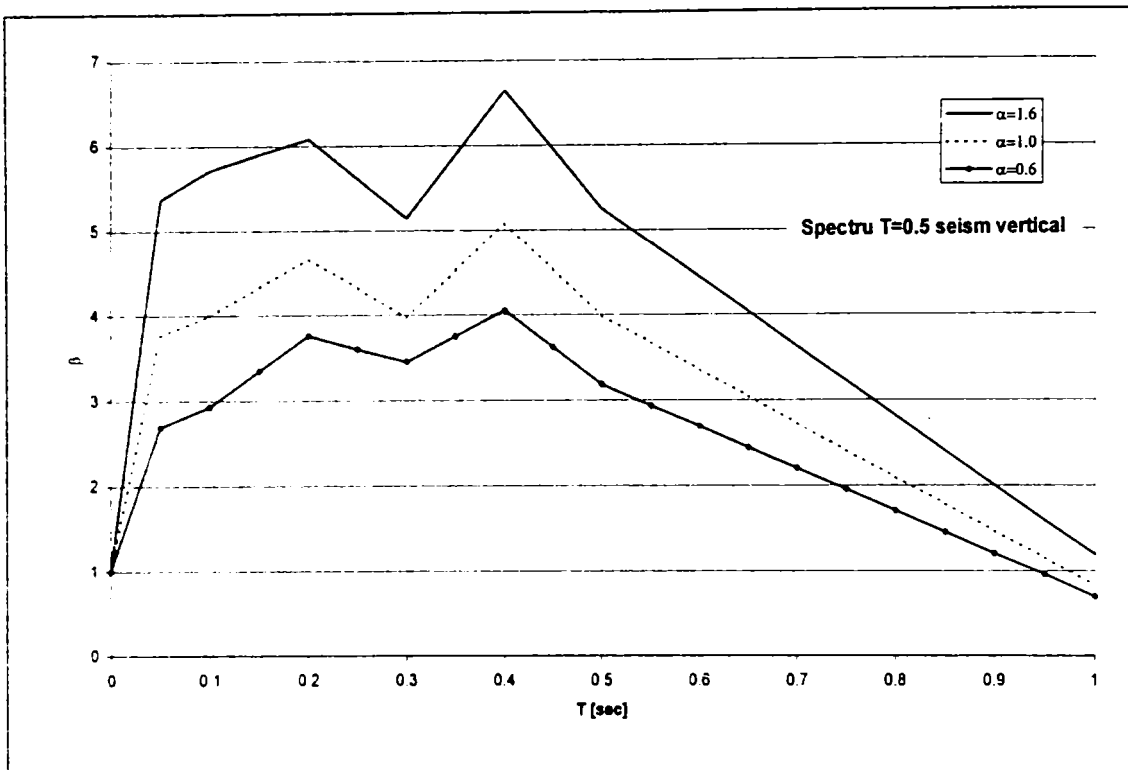


Figura IV.21: Spectru artificial pentru  $T_r = 0.5$  sec

În figurile IV.22 – IV.24 sunt suprapuse toate spectrele pentru diferite durate și forme ale impulsului, comparativ cu propunerea EC8 pentru spectrul vertical. La fel ca și la acțiunile orizontale se constată că acest spectru nu acoperă domeniul perioadelor mici.

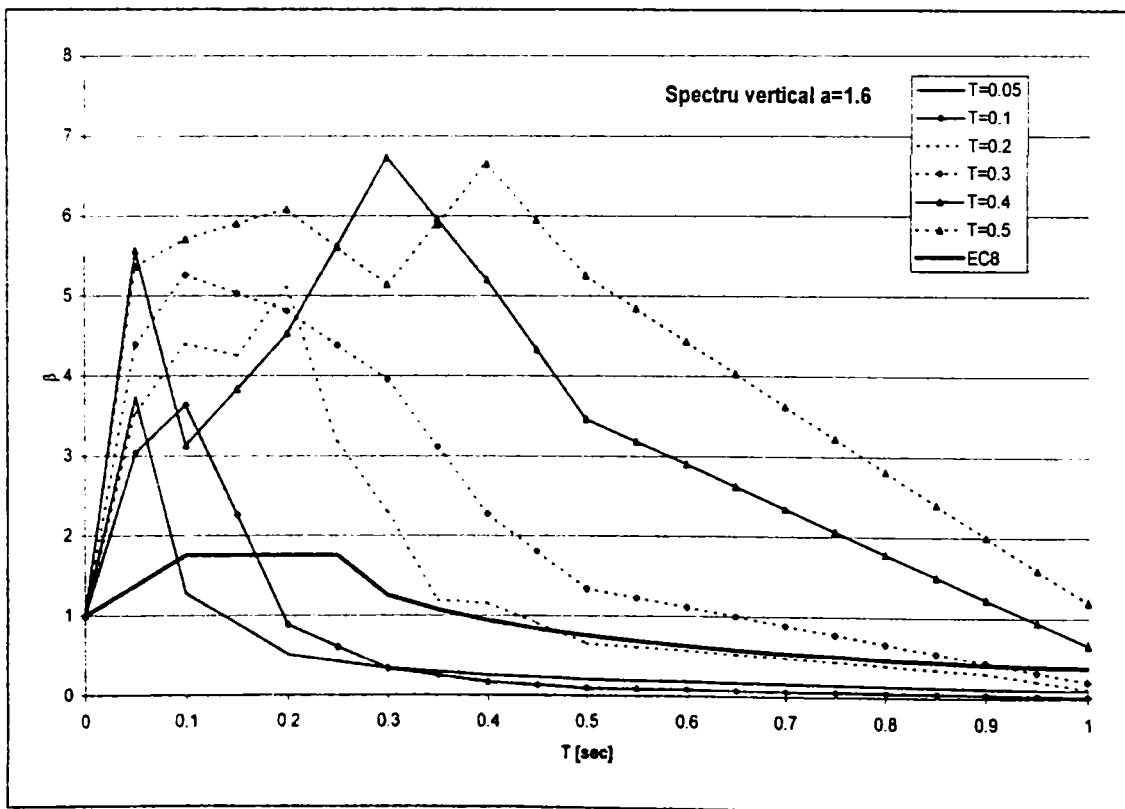
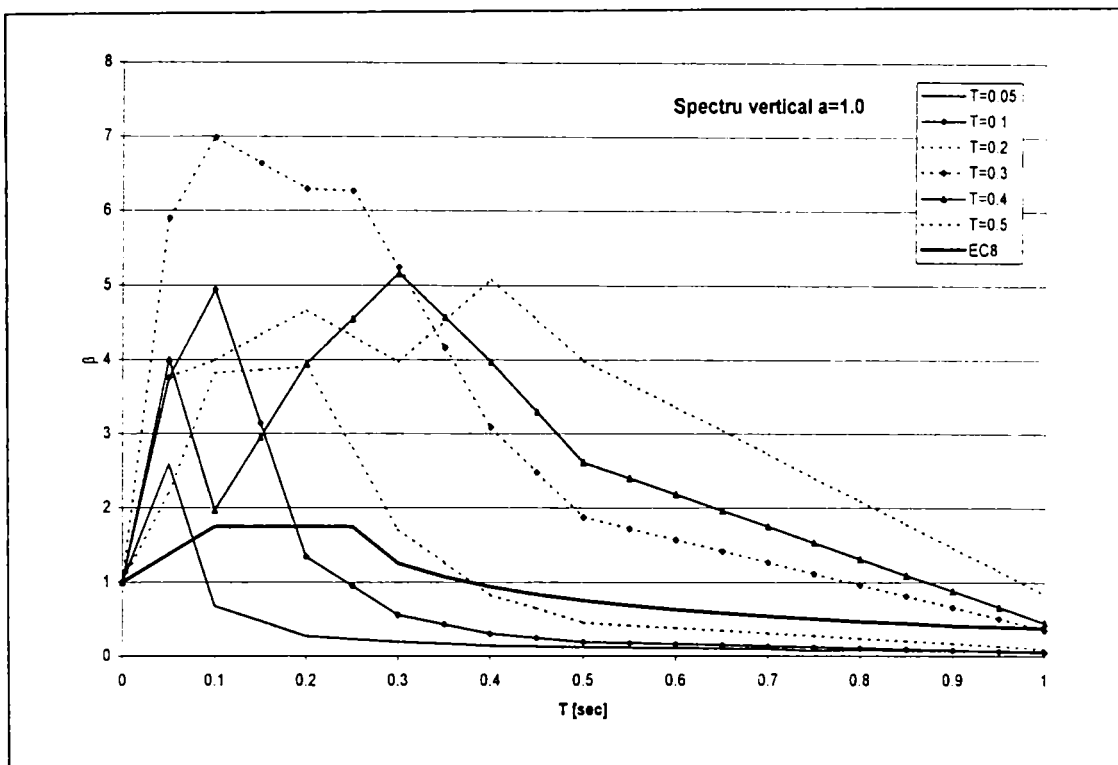
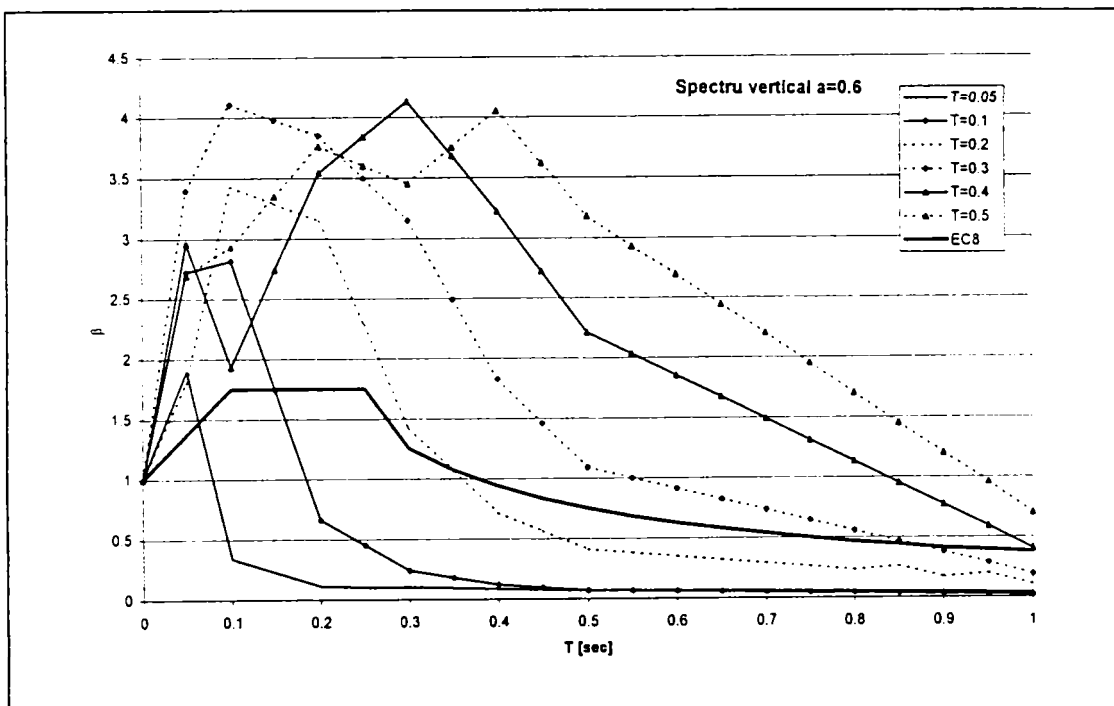


Figura IV.22: Suprapunerea spectrelor pentru coeficientul de asimetrie  $\alpha = 1.6$


 Figura IV.23: Suprapunerea spectrelor pentru coeficientul de asimetrie  $\alpha = 1.0$ 

 Figura IV.24: Suprapunerea spectrelor pentru coeficientul de asimetrie  $\alpha = 0.6$ 

#### IV.7.2 Coeficienți de amortizare

Spectrele au fost determinate pentru o amortizare critică de 5%, conform cu prevederile codurilor pentru mișcarea seismică orizontală. Totuși, dacă se analizează factorii de amortizare pentru mișcările verticale (frecări între elementele structurale și nestructurale)

amortizare pentru mișcările verticale (frecări între elementele structurale și nestructurale) se constată că aceștia sunt mult mai reduși, propunându-se de aceea un maxim de 2% [4.7].

#### IV.7.3 Factori de reducere

Spectrele elastice pentru acțiunile orizontale se reduc cu coeficientul  $\Psi$  ( $q=1/\Psi$ ), care pentru structurile metalice variază între 0.16 și 0.50. El ține seama de capacitatea structurii de a disipa energia prin rotirile plastice ale articulațiilor plastice.

La acțiuni verticale, deformațiile plastice se produc din forțe axiale, cu o probabilitate mult mai redusă de disipare a energiei seismice. De aceea Gioncu [4.1] propune ca valorile coeficientului  $\Psi$  să fie de ordinul de mărime 0.7 până la 1.0.

#### IV.8 Testări numerice pentru impulsuri de viteză verticale

Testările numerice s-au făcut pentru cadrul metalic cu 3 niveluri, ale cărui caracteristici geometrice, încărcări gravitaționale și secțiuni transversale ale elementelor sunt arătate în figura IV.25.

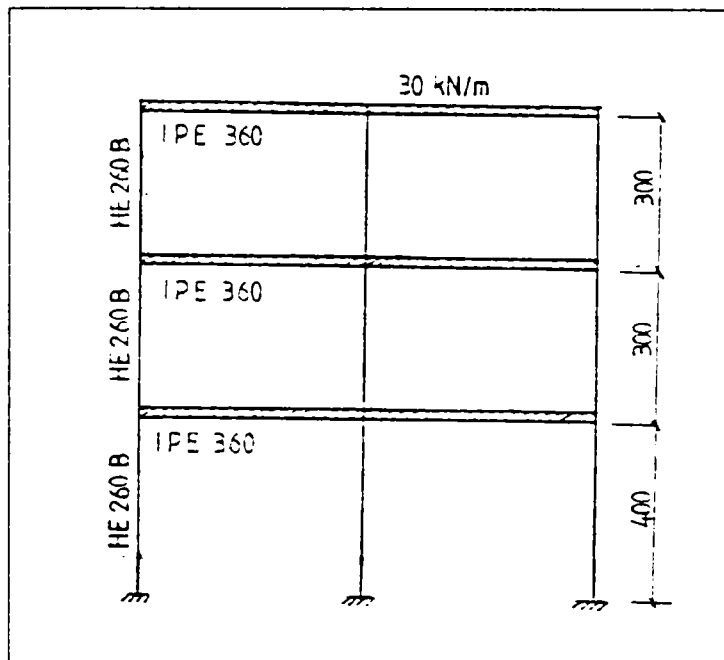


Figura IV.25: Cadrul metalic analizat

Dimensionarea s-a făcut pe baza cerințelor P100-92 și EC8, iar cedarea s-a impus din dimensionare, să se producă prin mecanism global.

Perioadele proprii pentru mișcarea orizontală sunt:

$$T_1 = 0.90 \text{ sec}, T_2 = 0.26 \text{ sec}, T_3 = 0.13 \text{ sec}:$$

Perioada fundamentală pentru mișcarea verticală rezultă din relația (IV.13b) și este:

$$T_1 = 0.081 \text{ sec}, \text{ mult mai mică decât perioadele orizontale.}$$

S-a considerat un cutremur artificial de tip impuls de viteză (descriș la pct.IV.3.1) cu următoarele caracteristici:

- durata impulsului:  $T_i = 0.15; 1.00 \text{ sec}$
- asimetria impulsului:  $\alpha = 1.6; 1.0; 0.6$

Analiza a fost efectuată cu programul DRAIN-2D, folosind metoda biografică dinamică, în care se urmărește ordinea formării articulațiilor plastice, prin majorarea accelerației de bază "g" cu factorul  $\lambda$ . Se urmărește apariția primei articulații plastice, formarea mecanismului plastic și colapsul structurii.

În figurile B11-B12 din Anexa B sunt prezentate evoluțiile articulațiilor plastice în stâlpi pentru cele două cazuri de asimetrie studiate și pentru o perioadă a mișcării terenului  $T_i$  de 0.15 și 1.0 sec. Articulațiile plastice se formează mai întâi în stâlpul marginal parter, continuându-se pe înălțimea etajelor, apoi în stâlpii de mijloc, de asemenea succesiv pe înălțime o dată cu creșterea multiplicatorului accelerației și apoi în ultimul șir de stâlpi.

Mecanismul s-a produs la următoarele valori ale multiplicatorului accelerației:

$$\begin{aligned} \alpha = 1.6; & \quad \lambda = 4.0 \\ \alpha = 1.0; & \quad \lambda = 4.8 \\ \alpha = 0.6; & \quad \lambda = 5.6 \end{aligned}$$

Forțele care produc mecanismul plastic sunt:

$$\begin{aligned} \alpha = 1.6; & \quad F_{vp} = 3 \times 30 \times 10 \times 4.0 = 3600 \text{ kN} \\ \alpha = 1.0; & \quad F_{vp} = 3 \times 30 \times 10 \times 4.8 = 4320 \text{ kN} \\ \alpha = 0.6; & \quad F_{vp} = 3 \times 30 \times 10 \times 5.6 = 5040 \text{ kN} \end{aligned}$$

Capacitatea portantă a stâlpilor la limita calculului elastic este:

$$F_{cp} = 3 \times 11800 \times 0.240 = 8496 \text{ kN}$$

Rezultă următorii factori de reducere (mult mai mari decât pentru acțiunile orizontale):

$$\begin{aligned} \alpha = 1.6; & \quad \Psi=0.42 \\ \alpha = 1.0; & \quad \Psi=0.51 \\ \alpha = 0.6; & \quad \Psi=0.59 \end{aligned}$$

Dacă se folosesc valorile spectrale de la pct. IV.7.1, prin interpolare liniară între 0.1 și 0.2 sec. se obțin pentru  $T_t=0.15$  următoarele valori pentru  $\beta$ :

$$\begin{aligned} \alpha = 1.6; & \quad \beta=4.666 \\ \alpha = 1.0; & \quad \beta=3.725 \\ \alpha = 0.6; & \quad \beta=3.121 \end{aligned}$$

Forțele rezultate și coeficienții de reducere sunt :

$$\begin{aligned} \alpha = 1.6; & \quad F_{vp} = 3 \times 30 \times 10 \times 4.666 = 4199 \text{ kN}; \quad \Psi=0.49 \\ \alpha = 1.0; & \quad F_{vp} = 3 \times 30 \times 10 \times 3.725 = 3353 \text{ kN}; \quad \Psi=0.35 \\ \alpha = 0.6; & \quad F_{vp} = 3 \times 30 \times 10 \times 3.121 = 2809 \text{ kN}; \quad \Psi=0.33 \end{aligned}$$

Vitezele corespunzătoare diferitelor stadii de lucru rezultă din relația (IV.2a):

$$v = \lambda \cdot a_{\max} (T_t/4).$$

și ținând seama că  $a_{\max} = g$  se obțin următoarele valori pentru viteze:

$$\begin{aligned} \alpha = 1.6; & \quad v_e=54.1 \text{ cm/sec}; \quad v_{\max}=147.2 \text{ cm/sec} \\ \alpha = 1.0; & \quad v_e=50.8 \text{ cm/sec}; \quad v_{\max}=176.6 \text{ cm/sec} \\ \alpha = 0.6; & \quad v_e=63.3 \text{ cm/sec}; \quad v_{\max}=206.0 \text{ cm/sec} \end{aligned}$$

unde  $v_e$  corespunde apariției primei articulații plastice, iar  $v_{\max}$ , corespunde producerii mecanismului. Se constată se încadrează în valorile măsurate pentru diferite seisme epicentrale. din literatură.

#### IV.9 Concluzii ale capitolului

Studiile efectuate după cutremurul din California, Northridge 1994 au arătat că seismele epicentrale sunt de tip impuls de viteză și de deplasare. Studiile efectuate pe cadre metalice cu 20, respectiv 6 niveluri folosind 45 de accelerograme, înregistrate sau artificiale au scos în evidență aspecte importante ale comportării structurilor la seismele epicentrale.

Seismele bănățene din zona Banloc au evident aceleași caracteristici comune cu seismele epicentrale înregistrate în alte părți ale globului. Se remarcă evidența caracterului de impuls de viteză, cu perioade scurte. Impulsurile verticale au perioade mai scurte decât cele orizontale. Normele existente nu iau în considerare în mod corespunzător acțiunea

seismică verticală, prin urmare sunt necesare măsuri urgente de corecție a acestor prevederi.

Se constată că perioadele proprii verticale ale structurilor corespund cu perioadele de mișcare verticală, ceea ce conduce la amplificări importante pe verticală.

S-au determinat spectrele elastice pentru diferite durate ale impulsului și mărimi ale asimetriei, atât pentru acțiunea orizontală cât și pentru cea verticală, pe baza unui impuls de viteză asimetric. Spectrele elastice atât pentru acțiunea orizontală cât și cea verticală au marcat amplificări importante în zona perioadelor mici și amplificări reduse în afara zonelor de rezonanță.

Tinând seama că impulsul de viteză poate acționa nu numai singular, ci se poate repeta prin impulsuri adiacente sau depărtate, dar de mărime sensibil egală, s-au construit și spectre artificiale pentru aceste situații.

Testările numerice pe două cadre cu 3 și 6 niveluri, sollicitate de acțiuni orizontale au arătat că la impulsurile cu perioade scurte sunt sollicitate nivelurile superioare ale cadrelor; acțiunile de tip impuls producând mecanisme de nod: în lipsa forțelor de revenire a acțiunilor de tip impuls, formarea mecanismului corespunde și cu colapsul structurii.

Testările numerice pe cadrul cu 3 niveluri, sollicitat de acțiuni verticale au arătat că cel mai important efect este creșterea cu până la 100% a eforturilor axiale din stâlpii de la baza construcției, ceea ce duce la o creștere semnificativă a efectelor de ordinul doi. De asemenea, coeficienții de reducere prin amortizare sau disipare de energie plastică sunt mult mai reduși decât în cazul mișcărilor orizontale. Astfel, forțele verticale pot fi mai mari decât cele orizontale.

#### IV.10 Bibliografie

- 4.1 INCERC-Filiala Timișoara (1998). Studiul efectelor seismice de tip Banat asupra structurilor metalice, din beton armat și zidărie, comparativ cu efectele asupra acelorași structuri amplasate în zone afectate de seismul Vrancea. Contract A93. Faza A93.1: Influența mișcărilor verticale asupra comportării structurilor metalice, septembrie 1998; Faza A93.2: Influența vitezei de încărcare asupra ductilității structurilor metalice, noiembrie 1998
- 4.2 J.F.Hall, T.H.Heaton, M.W.Halling, D.J.Wald (1995). Near-source ground motion and its effects on flexible buildings. *Earthquake Spectra*, Vol.11, No.4, 569-605
- 4.3 J.F.Hall (1995). Parameter study of the response of moment-resisting steel frame buildings to near-source ground motions. Technical Report SAC 95-05 – CD-ROM
- 4.4 N.D.Iwan (1995). Drift demand spectra for selected Northridge sites. Technical Report SAC 95-05, CD-ROM
- 4.5 INCERC-Filiala Timișoara (1999). Analysis of design criteria and seismic hazard. Influence of the type of seismic ground motion. Final Report, INCO COPERNICUS RECOS PROJECT
- 4.6 C.Papaleontinou, J.M.Roesset (1993). Effect of vertical accelerations on seismic response of frames. *Structural Dynamics – EURODYN 93* (ed.T.Moan), Balkema
- 4.7 A.S.Papazouglu, A.S.Elnashai (1996). Analytical and field evidence on the damaging effect of vertical earthquake ground motion. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol.25, 1109-1137
- 4.8 A.S.Elnashai (1997). Seismic design with vertical earthquake motion. *Seismic Design Methodologies for the Next Generation of Codes* (eds.Faifar and Krawinkler), Balkema, 91-100
- 4.9 S Yamazaki, S.Minami. (1997). Effects of vertical seismic motion on column axial force of steel high-rise buildings. *Proceedings of Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas-STESEA'97* (eds. Mazzolani and Akiyama), Balkema, Rotterdam
- 4.10 A.S.Elnashai, A.S.Papazouglu (1997). Procedure and spectra for analysis of RC structures subjected to strong vertical earthquake loads. *Journal of Earthquake Engineering*. Vol.1, No.1, 121-155



## **Capitolul V**

# **CONSIDERATII TEORETICE ASUPRA ELEMENTELOR EXPERIMENTALE**

## V.1 Introducere

Proiectarea modernă a structurilor supuse la acțiunile seismice presupune satisfacerea simultană a celor trei condiții principale:

- rezistența capabilă > rezistența necesară
- deplasarea de nivel < deplasarea admisă
- ductilitatea capabilă > ductilitatea necesară

Pentru primele două condiții există relații de calcul dezvoltate în cadrul mecanicii structurilor tradiționale. Pentru verificarea de ductilitate însă, normele prescriu numai reguli constructive, presupunându-se că dacă acestea sunt respectate și condițiile de ductilitate vor fi satisfăcute. S-a dovedit că aplicarea numai a măsurilor constructive nu este suficientă, fiind necesară abordarea acestei verificări pe baza unor relații de calcul, în care să intre factorii principali care influențează fenomenul. Astfel, verificarea de ductilitate s-ar aduce la același nivel cu cele pentru rezistență și deplasare.

Problema principală a acestei verificări este măsura ductilității. Cea mai completă definiție ar consta din compararea energiilor caracteristice, cea indusă de mișcarea seismică și cea capabilă a structurii. Dar la nivel de proiectare curentă, această metodă este extrem de dificil de aplicat, de aceea s-a dezvoltat o variantă de verificare bazată pe compararea capacității de rotire plastică a secțiunii cu rotirea necesară:

- rotirea plastică capabilă > rotirea plastică necesară.

Rotirea plastică capabilă se determină la nivel de ductilitate locală a elementelor, cea necesară, la nivelul întregii structuri.

La nivelul elementului, ductilitatea locală depinde de:

- a) Material. Este bine cunoscut că proprietățile mecanice sunt determinate prin încercări de tracțiune, al căror rezultat este curba caracteristică efort-deformație. Acest aspect se referă la:
  - clasa de calitate a oțelului, știind că ductilitatea scade o dată cu creșterea calității oțelului;
  - indicele de curgere, a cărui creștere poate duce de la cedarea ductilă la o cedare de tip fragil;
  - variația caracteristicilor, referitor la limita de curgere și rezistența la rupere. La verificarea de rezistență se ia în considerare numai valoarea inferioară a limitei de curgere, aceasta fiind și garantată de producător. Valorile superioare ale limitei de curgere, care ar fi interesante în proiectarea antiseismică nu sunt certificate de producători;
  - rata de deformare. În special în cazul cutremurelor aproape de sursă, la care mișcarea dezvoltă viteze foarte mari, eforturile interioare din structură apar cu o rată de deformare mare, cu consecințe asupra creșterii limitei de curgere și a rezistenței de rupere la tracțiune. Deoarece creșterea limitei de curgere este mai mare decât cea a rezistenței de rupere, indicele de curgere crește, cu efect asupra ductilității locale prin frânarea formării articulațiilor plastice.

Primele trei caracteristici au fost detaliate în cadrul capitolului II. În cadrul acestui capitol se va analiza efectul ratei de deformare la nivelul materialului și elementului.

b) Secțiunea transversală. Diagrama caracteristică pentru descrierea comportării secțiunii este curba moment-curbură, care este afectată de următorii parametri:

- tipul secțiunii transversale, secțiune I laminată sau sudată, secțiune cheson, secțiune compusă oțel-beton, sau cu zăbrele, a căror ductilitate este foarte diferită;
- tehnologia de fabricare. Profilele pot fi confecționate prin laminare, sudare sau presare, care induc diverse racorduri între plăcile componente, diverse valori ale limitei de curgere pe profil și diverse eforturi reziduale;
- zveltețea de perete, care controlează apariția flambajului elastic sau plastic, împărțind secțiunile în mai multe clase (plastică, compactă și semi-compactă), cu proprietăți de ductilitate diferite;
- interacțiunea pereților. Un aspect important îl reprezintă interacțiunea talpă-inimă, ținând seama că flambajul fiecăreia este împiedicat de cealaltă componentă.

c) Element. Diagrama caracteristică pentru descrierea comportării elementelor este curba moment-rotire a articulațiilor plastice, care depinde de următorii parametri:

- efectul de consolidare, care produce o creștere a momentului încovoietor peste valoarea momentului plastic. Momentul ultim, de 1.4 – 1.5 ori mai mare, poate introduce fisuri în zona întinsă;
- flambajul pereților comprimați, care poate conduce la scăderea momentului plastic;
- gradientul momentului, ținând seama că ductilitatea este mai mare pentru un moment constant decât pentru un moment variabil;
- forțele axiale și de tăiere, ductilitatea fiind redusă în mod hotărâtor în prezența forțelor axiale. Astfel, nivelul forțelor axiale și tăietoare trebuie limitat;
- încărcări ciclice, care produc o reducere a ductilității datorită acumulării defectelor. Acest efect este relevant în cazul cutremurelor departe de sursă, la care mișcarea este ciclică, dar mai redusă la cele aproape de sursă, datorită numărului redus de cicluri.

În cadrul capitolului se vor analiza parametrii enumerați la punctele b și c în legătură directă cu elementele experimentale preconizate.

## V.2 Influența vitezei acțiunii seismice

### V 2.1 Influența ratei de deformare la nivelul materialului

Dacă pentru unele cutremure înregistrate la distanță față de epicentru vitezele au fost relativ mari (El Centro 40,  $v_{\max}=33.4$  cm/s, Ferndale 54,  $v_{\max}= 35.6$  cm/s, Vrancea-București 77,  $v_{\max}= 75.1$  cm/s), la înregistrările aproape de sursă vitezele au fost mult mai mari, atingând chiar 177 cm/s (tabelele C1, C2 din Anexa C). Caracterul de impuls de viteză rezultă clar din figura V.1 în care s-a trasat evoluția în timp a vitezei pentru principalele cutremure epicentrale [5.1]. O amplificare foarte mare a acestor viteze se

constată cu ocazia construirii spectrelor de viteză, ajungându-se la valori de 400-500 cm/s (fig.V.2).

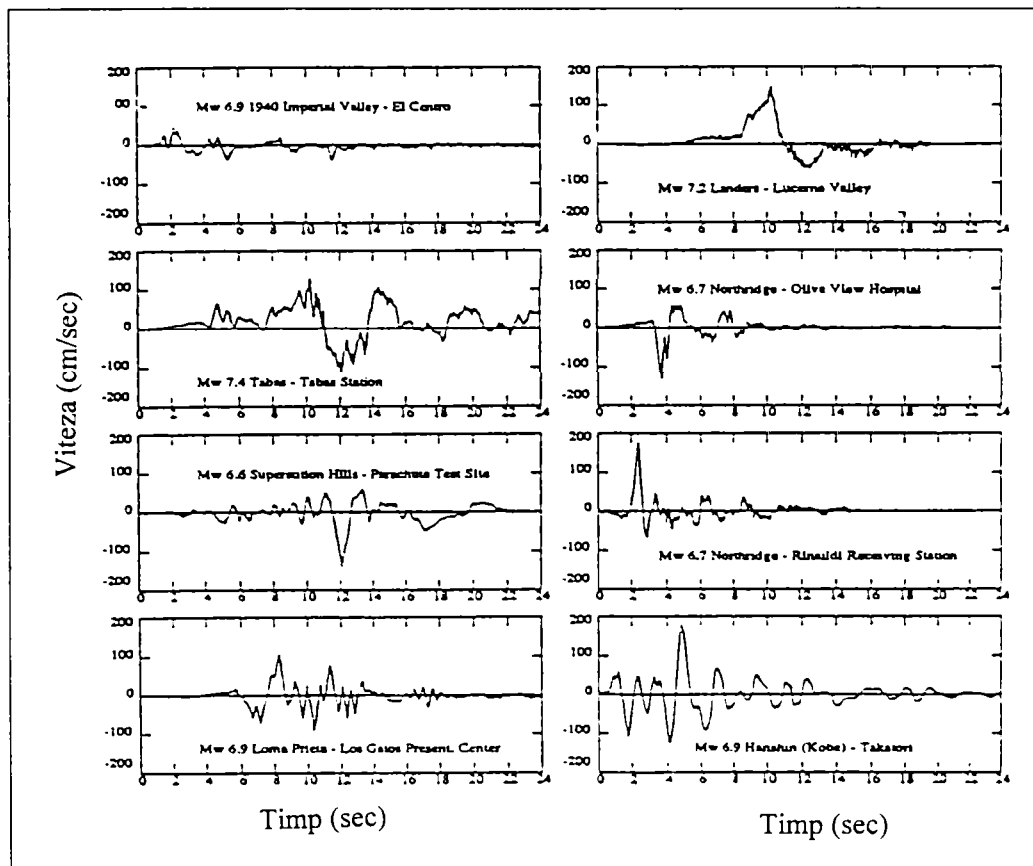


Figura V.1: Viteze înregistrate la principalele cutremure epicentrale

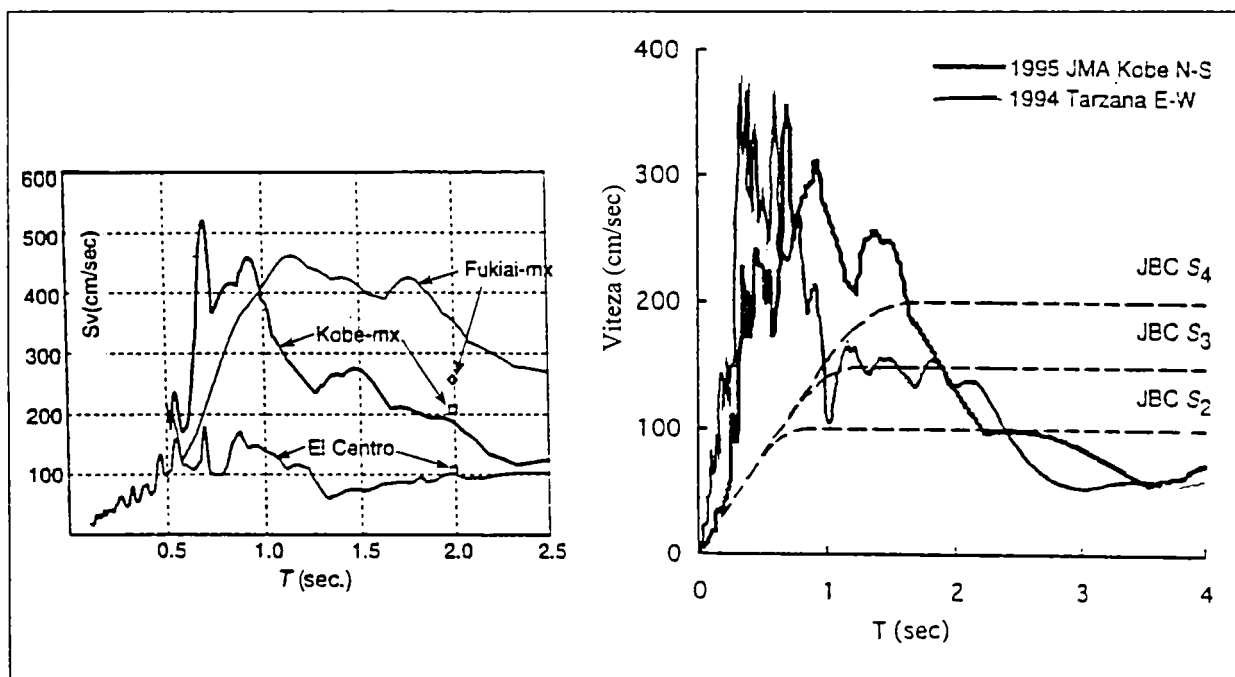


Figura V.2: Spectre de viteză

O influență defavorabilă asupra ductilității materialului o are viteza de încărcare. Caracterul dinamic al acțiunilor seismice are ca efect reducerea ductilității. Cu creșterea ratei de deformare

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \tag{V.1}$$

crește atât limita de curgere cât și cea de rupere. Creșterea este mai substanțială în domeniul  $\dot{\varepsilon} > 10^{-1}/\text{sec}$ , situație care apare în cazul cutremurelor apropiate de sursă. Dimpotrivă, la cutremure depărtate de sursă, unde  $\dot{\varepsilon} < 10^{-1}/\text{sec}$ , influența este mai mică. Creșterea fiind mai mare pentru limita de curgere decât pentru cea de rupere, indicele de curgere ( $\rho_y = \frac{f_y}{f_u}$ ) crește cu mărirea lui  $\dot{\varepsilon}$ , tinzând spre valoarea 1. Se produce astfel o reducere a ductilității materialului, în special la valori ale ratei de deformare mai mari de  $10^{-1}/\text{sec}$ .

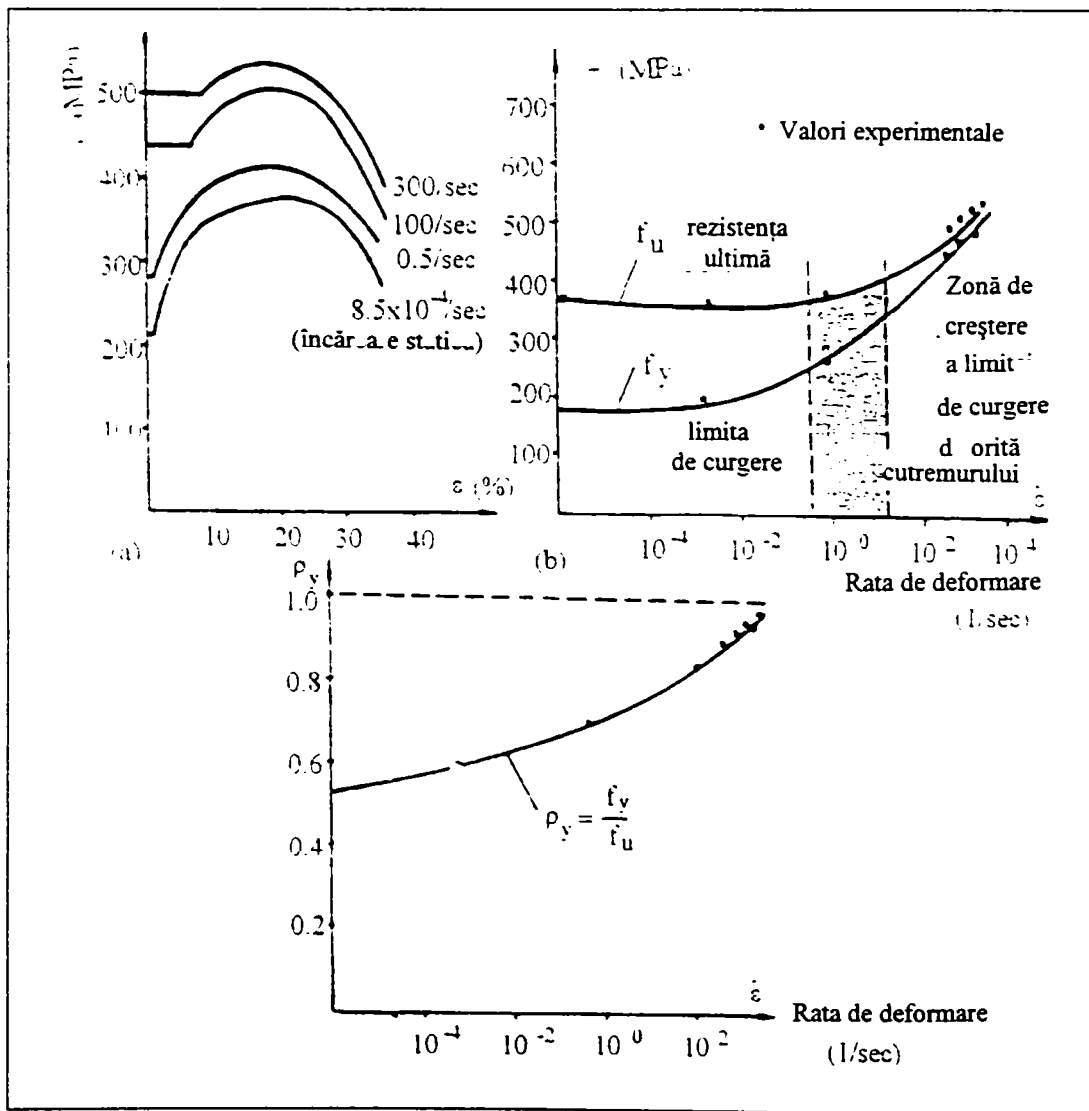


Figura V.3: Rezultatele cercetărilor efectuate de Manjoine [4.3]

Primele cercetări privind influența vitezei de încărcare asupra proprietăților metalelor au fost efectuate de Morrison în anul 1932, Quinney în 1934 și Manjoine în anul 1944 [5.2]. Incercările efectuate de Manjoine s-au realizat la temperatura mediului ambiant la o rată a încărcării de la  $9.5 \cdot 10^{-7}/\text{sec}$  până la  $3 \cdot 10^{-2}/\text{sec}$ , cu o durată între 24 ore până la o fracțiune de secundă. Rezultatele reproduse în figura V.3 indică o creștere importantă a limitei de curgere, o dată cu creșterea ratei de deformare, în special la valori mai mari de  $10^{-1}/\text{sec}$ , ceea ce corespunde domeniului indus de mișcarea seismică [5.3]. Creșterea rezistenței ultime este moderată, rata de deformare având o mai mică influență asupra acesteia (Fig V.3b). În consecință, indicele de curgere crește o dată cu creșterea ratei de deformare (fig.V.3c).

Rezultate mai recente obținute în urma cercetărilor efectuate de Wright & Hall 1964, Kaneta et al. 1986, Soroushian & Choi 1987, Fujimoto et al. 1988, Kassar & Yu 1992, Obata et al. 1996 au confirmat rezultatele obținute de Manjoine. S-a constatat de asemenea că modulul de elasticitate nu este influențat de creșterea ratei de deformare, iar limita de elasticitate superioară este mult mai sensibilă la creșterea ratei de deformare, decât cea inferioară, ceea ce s-a menționat și în capitolul II.

## V.2 2 Modelarea legii de variație a vitezei de încărcare

În decursul timpului au fost propuse mai multe legi constitutive care să modeleze influența vitezei de încărcare,  $\dot{\varepsilon}$ :

- Wright și Hall (1964) [5.4] pentru ( $10^{-6} < \dot{\varepsilon} < 10^{-3}$ ):

$$\frac{f_{ys}}{f_y} = 1 + 2.77 \exp[0.162(\log \dot{\varepsilon} - 3.743)] \quad (\text{V.2a})$$

-Rao et al., (1966) [5.5] pentru  $0 < \dot{\varepsilon} < 1.4 \cdot 10^0$ :

$$\frac{f_{ys}}{f_y} = 1 + 0.021(\dot{\varepsilon})^{0.26} \quad (\text{A36}) \quad (\text{V.2b})$$

-Soroushian & Choi (1987) [5.6] pentru  $10^{-4} < \dot{\varepsilon} < 10^1$ :

$$\frac{f_{ys}}{f_y} = 1.46 - 4.51 \cdot 10^{-7} f_y + (0.0927 - 9.20 \cdot 10^{-7} f_y) \log \dot{\varepsilon} \quad (\text{V.2c})$$

$$\frac{f_{us}}{f_y} = 1.15 - 7.71 \cdot 10^{-7} f_y + (0.00497 - 2.44 \cdot 10^{-7} f_y) \log \dot{\varepsilon}$$

-Wallace & Krawinkler (1989) [5.7] pentru  $10^{-5} < \dot{\varepsilon} < 10^{-1}$ :

$$\frac{f_{ys}}{f_y} = 0.973 + 0.45(\dot{\varepsilon})^{0.53} \quad (\text{V.2d})$$

-Kassar & Yu (1992) [5.8] pentru  $10^{-4} < \dot{\varepsilon} < 10^0$ :

$$\frac{f_{ys}}{f_y} = 1.289 + 0.109 \log \varepsilon + 0.009 (\log \varepsilon)^2 \quad f_y = 320 \text{ N/mm}^2; \quad (\text{V.2e})$$

$$\frac{f_{us}}{f_y} = 1.104 + 0.302 \log \dot{\varepsilon} + 0.002 (\log \dot{\varepsilon})^2$$

-Kaneko et al. (1996) [5.9] pentru  $10^{-5} < \dot{\varepsilon} < 10^1$ :

$$\frac{f_{ys}}{f_y} = 1 + \frac{21}{f_y} \log \frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_0} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 10^{-4} / \text{sec} \quad (\text{V.2f})$$

$$\frac{f_{us}}{f_y} = 1 + \frac{7.4}{f_y} \log \frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_0} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 10^{-4} / \text{sec}$$

În aceste ecuații  $f_{ys}$ ,  $f_{us}$  reprezintă valorile limitei de curgere și de rupere, considerând efectul ratei de deformare. Analizând aplicarea acestor relații pentru diferite tipuri de mișcări seismice s-a constatat că doar relațiile (V.2a), (V.2c) și (V.2e) acoperă domeniul seismelor aproape de sursă. În figura V.4 se prezintă comparativ câteva din reprezentările acestor modele.

Influența sudării asupra proprietăților materialului a fost una din principalele cauze ale ruperilor fragile la ultimele cutremure importante. În consecință, numeroase lucrări de cercetare s-au ocupat de aceste aspecte. Influența ratei de deformare la elemente sudate și nesudate a fost testată de un colectiv condus de Kaneta [5.11] și de Kohzu și Suita [5.12]. S-a constatat că la încărcări statice influența sudurii nu este semnificativă, în schimb foarte importantă în cazul vitezelor de încărcare mari.

Temperatura are de asemenea un efect important asupra ratei de deformare, scăderea temperaturii ducând la creșterea limitei de curgere. Cercetări recente efectuate de Kurobane și colectivul său [5.13] au demonstrat pericolul ruperii fragile datorită creșterii limitei de curgere.

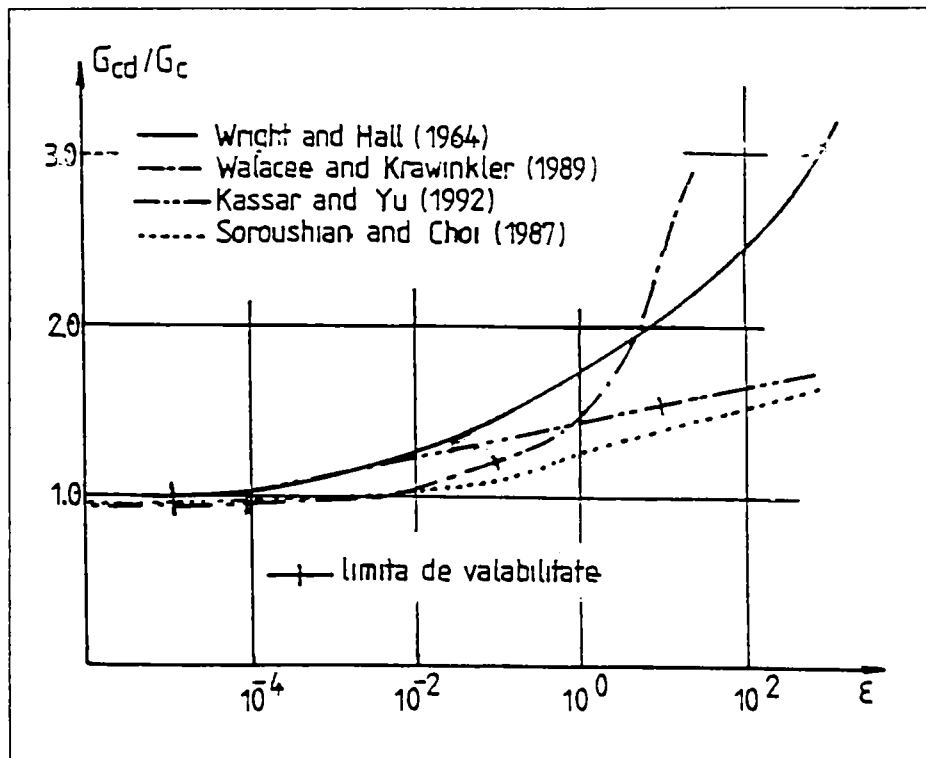


Figura V.4: Legea de variație a vitezei de încărcare [4.10]

Influența ratei de deformare asupra indicelui de curgere poate fi determinată din următoarele relații propuse de Souroushian și Choi, respectiv Kaneko:

-Souroushian & Choi (1987)[5.6]:

$$\frac{\rho_{ys}}{\rho_y} = \frac{1.46 + 0.0925 \log \dot{\epsilon}}{1.15 + 0.00496 \log \dot{\epsilon}} \quad (\text{Fe 360}) \quad (\text{V.3a})$$

Kaneko et al. (1986)[5.9]:

$$\frac{\rho_{ys}}{\rho_y} = \frac{1 + \frac{21}{f_y} \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}}{1 + \frac{7.4}{f_y} \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}} \quad (\text{V.3b})$$

În cazul secțiunilor sudate și în condiții de temperaturi scăzute, valorile determinate cu relațiile (V.3) trebuie corectate cu:

$$\rho_{ys}^1 = c_w c_T \rho_{ys} \quad (\text{V.4})$$

unde  $c_w$  și  $c_T$  iau în considerare efectul sudurii, respectiv temperaturii, la creșterea limitei de curgere ( $c_w \approx 1.1 - 1.2$ ,  $c_T \approx 1.1 - 1.2$ ).



### V.2.3 Influența ratei de deformare la nivelul elementului

Incercări experimentale de tip impuls de încărcare au evidențiat apariția unor fisuri în zona întinsă sau de-a lungul liniilor care mărginesc zonele voalate, datorită atingerii deformațiilor limită. Această comportare este accentuată o dată cu creșterea ratei de deformare, în multe cazuri cedarea ductilă fiind înlocuită de o rupere fragilă [5.14].

Considerând grinda standard din figura V.5 [5.15], lungimea zonei plastice se poate determina cu relația:

$$L_p = \left( \frac{M_u}{M_p} - 1 \right) L \cong \left( \frac{1}{\rho_y} - 1 \right) L \quad (\text{V.5})$$

unde  $M_u$  este momentul ultim determinat dintr-o relație simplificată  $M_u \approx (f_u / f_y) M_p$ , iar  $M_p$  este momentul plastic. Curbarea zonei plastice este dată de:

$$\chi = \frac{\theta}{L_p} = \frac{1}{1/\rho_y - 1} \frac{\theta}{L} \quad (\text{V.6})$$

și ținând seama că:

$$\varepsilon = \frac{h}{2} \chi = \frac{1}{2} \frac{1}{1/\rho_y - 1} \frac{h}{L} \theta \quad (\text{V.7})$$

rezultă rotirea ultimă, care produce ruperea zonei întinse:

$$\theta_f = 2 \left( \frac{1}{\rho_y} - 1 \right) \frac{L}{h} \varepsilon_u \quad (\text{V.8})$$

$\varepsilon_u$  fiind deformația ultimă.

În cazul fisurării tălpii comprimate (Fig.V.6), rotirea la rupere va fi:

$$\alpha_f = 2 \left( \frac{1}{\rho_y} - 1 \right) \frac{L_f}{t_f} \varepsilon_u \quad (\text{V.9})$$

unde  $L_f$  este:

$$L_f = \left( \frac{1}{\rho_y} - 1 \right) b \quad (\text{V.10})$$

considerând că lungimea articulației plastice este egală cu lățimea tălpii. După prelucrări geometrice, rotirea de rupere a grinzii (Fig.V.6c) rezultă:

$$\theta_f = \frac{L_f^3}{t_f^2 h} \left( \frac{1}{\rho_y} - 1 \right)^2 \varepsilon_u^2 \quad (\text{V.11})$$

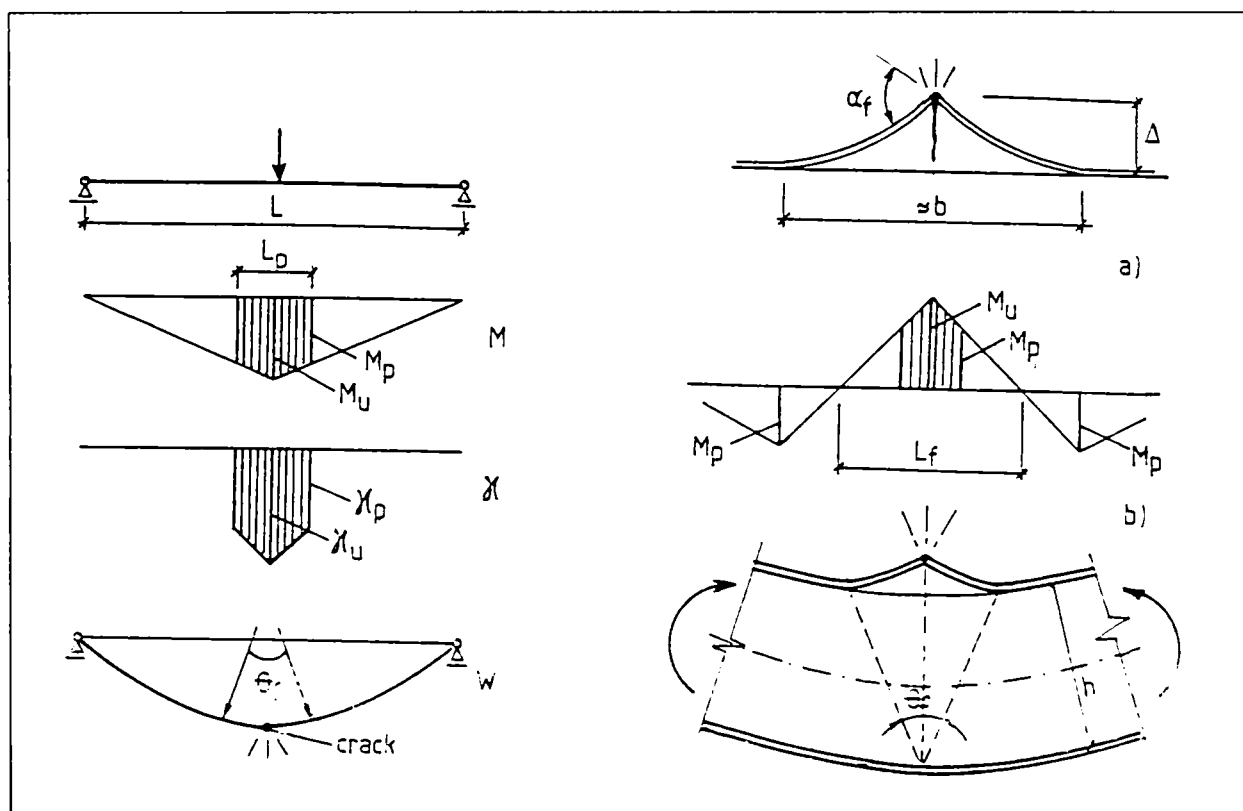


Figura V.5: Modelarea grinzii standard la încovoiere      Figura V.6: Modelarea fisurării tălpii comprimate

Se poate observa că rotirea de rupere depinde de caracteristicile secțiunii transversale, de indicele de curgere, ca și de calitatea oțelului. Figura V.7a arată influența indicelui de curgere asupra rotirii elementului. Se constată că pentru o valoare determinată a indicelui de curgere, capacitatea de rotire ductilă trece într-o rupere fragilă.

Deoarece creșterea vitezei de încărcare conduce la majorarea indicelui de curgere, figura V.7b arată influența ratei de deformare asupra capacității de rotire.

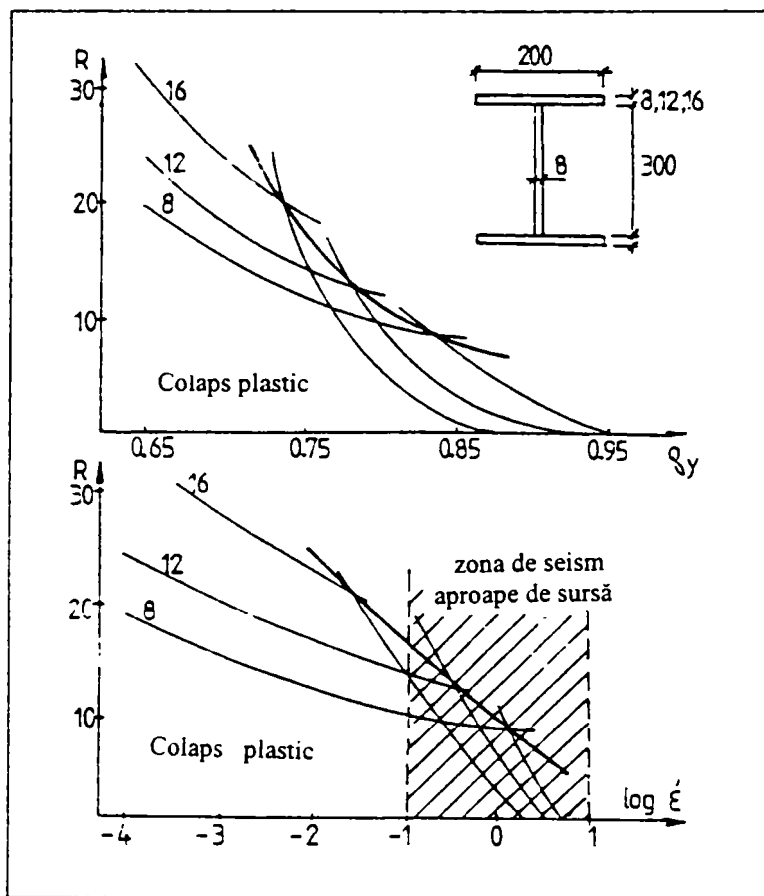


Figura V.7: Influența indicelui de curgere și a ratei de deformare asupra capacității de rotire

#### V.2.4 Aplicație la elementele experimentale

În cele ce urmează se studiază influența vitezei de încărcare pentru grinda din figura V.8. Mișcarea grinzii este dată de ecuația:

$$m\ddot{z}(t) + c\dot{z}(t) + kz_c = ma_g(t) \quad (\text{V.12})$$

în care primul termen corespunde forței de inerție, al doilea amortizării critice, al treilea comportării elastice, iar termenul din dreapta egalității conține termenul mișcării terenului.

Mișcarea grinzii după transformarea în mecanism este dată de relația:

$$z_g(t) = v_g \left( t - \frac{\sin \frac{2\pi}{T_g}}{\frac{2\pi}{T_0}} \right) \quad (\text{V.13})$$

unde  $T_0$  este perioada proprie de vibrație a grinzii. Iar  $v_g$ , viteza de încărcare a grinzii.

Rotirea articulației plastice este:

$$\theta_p = \frac{z_g}{l/2} = \frac{2v_g t}{l} \left( 1 - \frac{\sin \frac{2\pi t}{T_g}}{\frac{2\pi t}{T_g}} \right) \quad (\text{V.14})$$

iar viteza cu care se dezvoltă articulația plastică este:

$$\dot{\theta}_p = \frac{2v_g t}{l} \left( 1 - \cos \frac{2\pi t}{T_g} \right) \quad (\text{V.15})$$

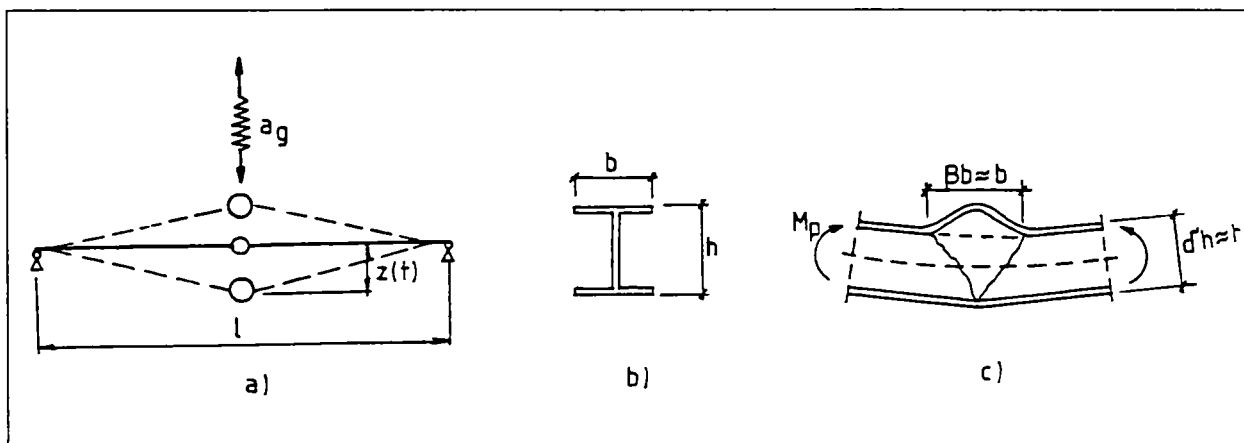


Figura V.8: Modelarea grinzii experimentale

Deformata zonei comprimate se poate determina ținând seama că rotirea articulației plastice se produce în jurul tălpii inferioare (Fig.V.8c):

$$\Delta = \theta_p \cdot h \quad (\text{V.16})$$

și prin urmare, din (V.15), rata deformației este:

$$\dot{\Delta} = \dot{\theta}_p \cdot h = 2 \frac{v_g h}{l} \left( 1 - \cos \frac{2\pi t}{T_g} \right) \quad (\text{V.17})$$

Deformația specifică este:

$$\varepsilon = \frac{\Delta}{l_p} \cong \frac{\Delta}{b} \quad (\text{V.18})$$

ținând seama că lungimea articulației plastice este aproximativ egală cu lățimea tălpii profilului.

Rezultă astfel rata deformației specifice:

$$\dot{\varepsilon} = 2v_g \frac{h}{b \cdot \ell} \left( 1 - \cos \frac{2\pi t}{T_g} \right) \quad (\text{V.19})$$

cu valoarea maximă pentru  $t = T_g$ :

$$\dot{\varepsilon}_{\max} = 4v_g \frac{h}{b \cdot \ell} \quad (\text{V.20})$$

sau:

$$v_g = \frac{\dot{\varepsilon}_{\max} \cdot \ell \cdot b}{4 \cdot h} \quad (\text{V.21})$$

În cazul elementului experimental, cu dimensiunile:

$b = 75 \text{ mm}$	- $\frac{1}{2}$ din lățimea tălpii
$d = 168 \text{ mm}$	- înălțimea inimii
$t_f = 6 \text{ mm}$	- grosimea tălpii
$t_w = 6 \text{ mm}$	- grosimea inimii
$\ell = 1900 \text{ mm}$	- deschiderea grinzii

rezultă:

$$\dot{\varepsilon}_{\max} = 4v_g \frac{180}{150 \times 1900} = 2.5263 \times 10^{-3} v_g \quad (\text{cu } v_g \text{ în mm/s})$$

Pentru diferite valori ale lui  $v_g$  rezultă:

$v_g = 250 \text{ mm/s}$	$\dot{\varepsilon}_{\max} = 0.631 \text{ s}^{-1}$
500	1.263
750	1.895
1000	2.526
2000	5.053
3000	7.579
4000	10.105
5000	12.632

Prin urmare în cazul acțiunilor seismice rata deformațiilor variază între  $5 \times 10^{-1}$  și  $10^{-1}$ .

Rotirea de fisurare a tălpii este dată de relația:

$$\alpha_f = 2 \left( \frac{\sigma_r}{\sigma_c} - 1 \right) \frac{\ell}{t} \varepsilon_u \quad (\text{V.22})$$

$$\alpha_f = 2 \left( \frac{360}{220} - 1 \right) \frac{55}{2 \cdot 6} \cdot 0.14 = 0.817$$

iar rotirea globală la fisurare este dată de relația:

$$\theta_f = \frac{\beta \cdot b}{\delta \cdot d} \alpha_f^2 \quad (\text{V.23})$$

care este de circa 4 ori mai mare decât rotirea ultimă corespunzătoare capacității portante, fisurarea neproducându-se înainte de atingerea limitei de rotire plastică (V.9).

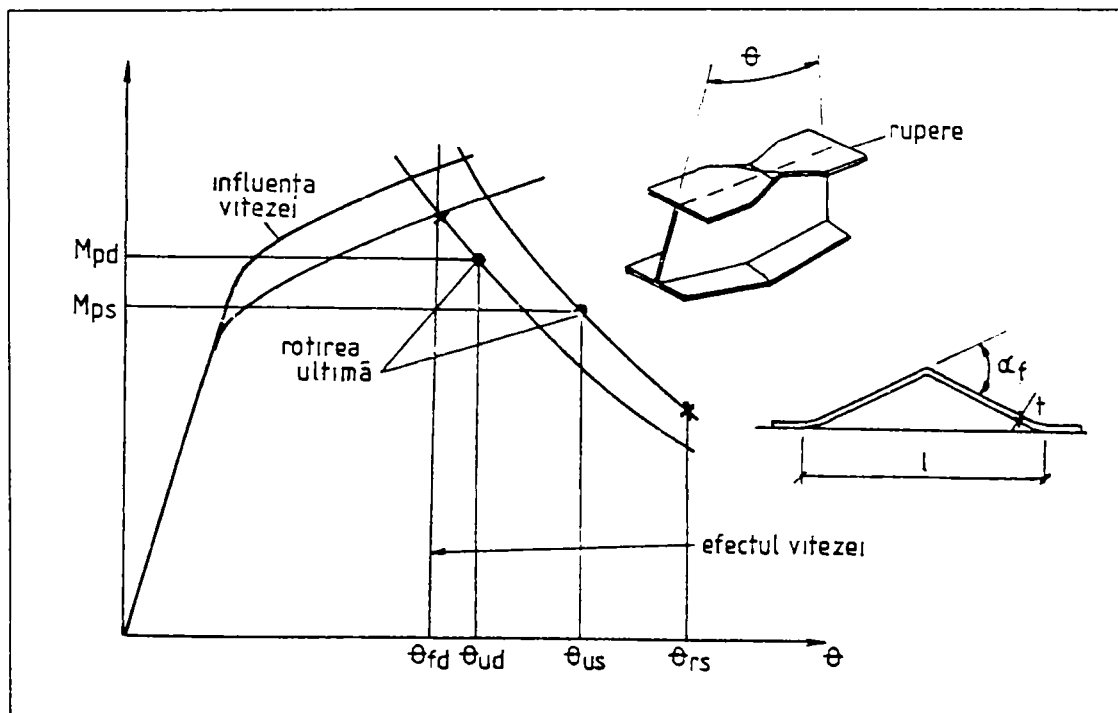


Figura V.9: Influența vitezei de încărcare asupra capacității de rotire

Pentru a calcula creșterea limitei de curgere, cea a rezistenței de rupere și a raportului lor se folosește relația Soroushian – Chioi (V.3a), particularizată pentru oțelul OL 37:

$$\frac{\sigma_{cd}}{\sigma_c} = 1.46 - 0.0925 \log \dot{\varepsilon} \quad (\text{V.24a,b})$$

$$\frac{\sigma_{rd}}{\sigma_r} = 1.15 + 0.0496 \log \dot{\varepsilon}$$

Rezultă valorile din tabelul V.1.

Tabel V.1: Raportul  $\sigma_{rd}/\sigma_{cd}$  în funcție de viteza de încărcare

$v_g$	$\epsilon_{max}$	$\sigma_{cd}/\sigma_c$	$\sigma_{rd}/\sigma_r$	$\sigma_{cd}$	$\sigma_{rd}$	$\sigma_{rd}/\sigma_{cd}$
250	0.631	1.440	1.140	317	410	1.293
500	1.263	1.469	1.115	323	416	1.288
750	1.395	1.486	1.164	327	419	1.281
1000	2.526	1.500	1.170	330	421	1.276
2000	5.053	1.525	1.185	336	427	1.271
3000	7.579	1.541	1.194	339	430	1.268
4000	10.105	1.553	1.200	342	420	1.228
5000	12.632	1.562	1.205	344	434	1.262

Tinând seama de relația (V.23) rezultă:

$$\frac{\theta_{fd}}{\theta_{fs}} = \left( \frac{\frac{\sigma_{rd}}{\sigma_{cd}} - 1}{\frac{\sigma_{rs}}{\sigma_{cs}} - 1} \right)^2 \quad (V.25)$$

unde indicii  $d$  se referă la acțiunile dinamice, caracterizate de viteza  $v_g$ , iar indicii  $s$ , la cele statice. Rezultă că efectul vitezei este de reducere a rotirii de fisurare:

$$\frac{\theta_{fd}}{\theta_{fs}} \cong 0.17 \dots 0.21 \quad (V.26)$$

și prin urmare, se obține:

$$\theta_{fd} = 0.0422 \dots 0.0521.$$

În figura V.10 sunt prezentate curbele moment-rotire pentru o încărcare statică și una dinamică, cu viteze de 1000 mm/s, pentru care  $\sigma_{cd} = 330 \text{ N/mm}^2$  și  $\sigma_{rd} = 421 \text{ N/mm}^2$ . Pentru aceste valori, cu ajutorul programului DUCTROT rezultă:

$$\begin{aligned} M_{pd} &= 65.65 \text{ kNm} \\ \theta_p &= 0.00951 \\ \theta_u &= 0.06441 \\ \theta_{pu} &= 0.05490 \\ R &= 5.77 \end{aligned}$$

Pentru calculul rotirii de fisurare rezultă:

$$\begin{aligned} \theta_{fd} &= 0.188\theta_{fs} = 0.0467 \\ R_f &= \frac{\theta_{fd}}{\theta_p} = \frac{0.0467}{0.00951} = 4.911 \end{aligned}$$

Se constată că efectul vitezei este de a crește limita de curgere și de a scădea efectul ecrusării. În același timp scade și capacitatea de rotire plastică. În ceea ce privește fisurarea, se constată că datorită creșterii vitezei se poate produce fisurarea secțiunii înainte de atingerea rotirii ultime.

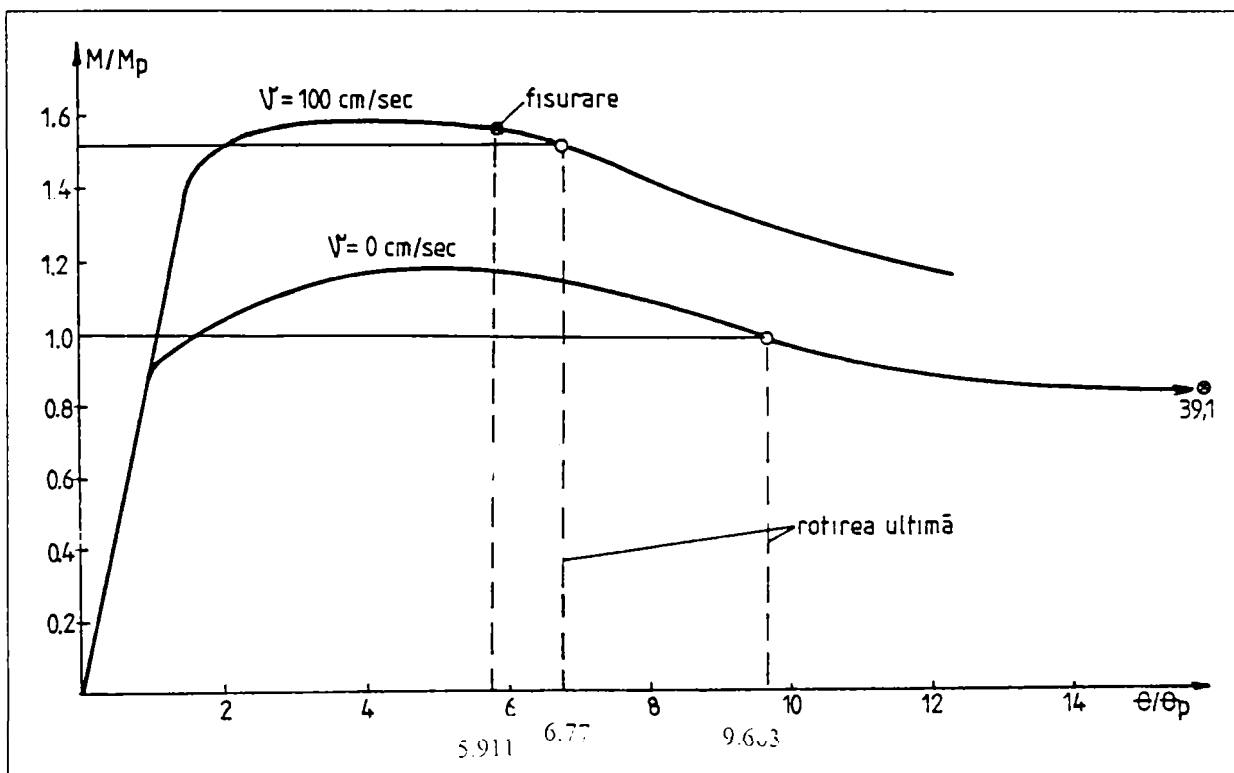


Figura V.10: Curbele moment-rotire pentru grinda analizată

### V.3 Ductilitatea capabilă a grinzilor cu secțiune I

#### V.3.1 Ductilitatea secțiunilor transversale

Secțiunile transversale ale elementelor sunt realizate din plăci individuale, rezemate pe una sau două laturi, rigidizate (inimă) și nerigidizate (talpa). Aceste plăci își pot pierde stabilitatea local, modificându-și forma și influențând astfel capacitatea de deformare a elementului. Criteriul prin care se poate împiedica voalarea elastică îl reprezintă dimensionarea respectând rapoartele limită  $b/t$  (talpă), respectiv  $d/t_w$  (inimă) impuse plăcilor secțiunii.

Încadrarea secțiunilor în clase de zveltețe conturează domeniile în care poate apărea fenomenul de voalare și condiționează metoda de analiză globală-elastică, sau plastică. EUROCODE 3 definește astfel 4 clase: ductile (plastice), compacte, semi-compacte și zvelte (Fig.V.11). Aceste limite prescrise servesc pentru calculul plastic al structurilor; pentru proiectarea antisismică există o diferențiere în modul de abordare al fenomenului de voalare (Tabel V.2).



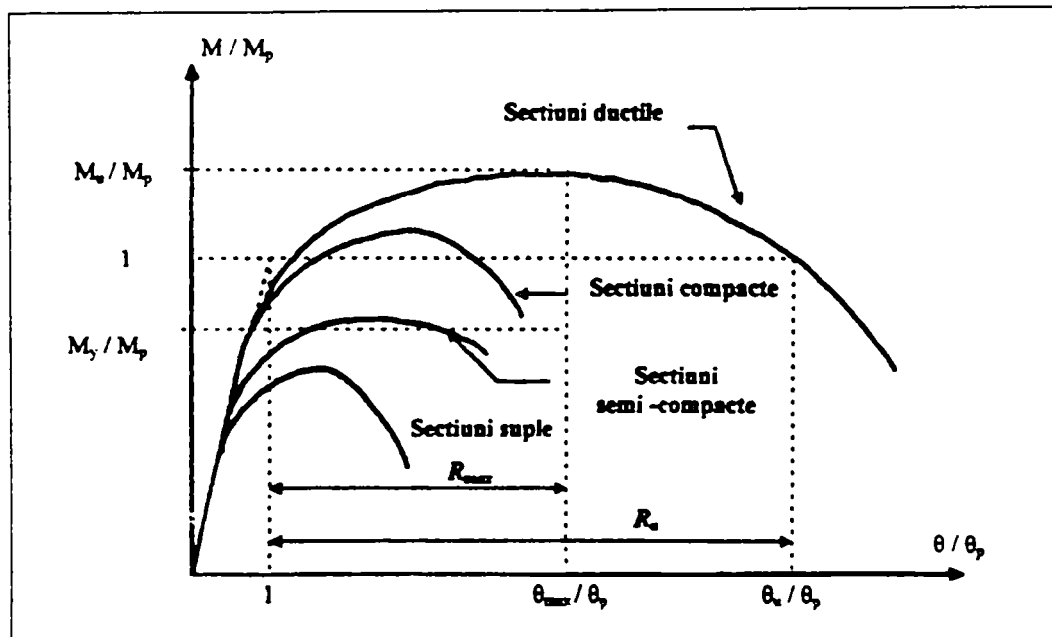


Figura V.11: Clasificarea claselor de zveltețe conform EUROCODE 3

Tabel V.2: Clase de zveltețe

Clasa de secțiune	Coeficient de comportare q	b/t <sub>f</sub>		d/t <sub>w</sub>	
		EC8	CECM	EC8	CECM
1	4.0 < q	10ε	9ε	66ε	66ε
2	1.5 < q < 4.0	11ε	10ε	78ε	78ε
3	1.0 < q ≤ 1.5	13ε	12ε	82ε	90ε

Analizând limitele de zveltețe de mai sus se pot face următoarele observații privind asigurarea ductilității locale a elementelor:

- limitele de zveltețe sunt independente pentru plăcile care alcătuiesc secțiunea, neluându-se în considerare interacțiunea dintre ele;
- în afară de grosimea pereților mai intervin și rapoartele dintre deschiderea, respectiv înălțimea inimii și lățimea tălpii,  $L/b$ , respectiv  $d/b$ , ca și gradientul momentului, nivelul forțelor tăietoare și axiale, împrăștierea valorilor limitei de curgere, flambajul prin încovoiere-torsiune;
- criteriul de clasificare este dat prin diagrama moment-rotire, dar comportarea la nivelul secțiunii este dată de curba moment-curbură.

Prescripțiile din normativul american AISC (1994) recomandă limite de zveltețe care să asigure o capacitate de rotire de 7-9 pentru tălpile comprimate ale secțiunilor ductile, respectiv între 72-89 pentru inimile comprimate.

Codul japonez AIJ-LSD (1990) prescrie limite de zveltețe ale plăcilor secțiunii corelate cu o anumită capacitate de rotire, pentru fiecare nivel de ductilitate, ținându-se seama de interacțiunea dintre plăci.

### V.3 2 Ductilitatea elementului

Ductilitatea capabilă a elementelor se determină ținând seama că acestea fac parte dintr-o structură cu comportare complexă, care este influențată atât de încărcarea gravitațională, cât și de acțiunile seismice. De aceea este important să se simplifice calculul, folosind un element simplu, echivalent, cu comportare similară cu cea a elementului real din structură. Spangemacher și Sedlacek [5.16] și Gioncu și Petcu [5.17], [5.18] au propus acest element echivalent, denumit "grindă standard". Gioncu [5.19] a dezvoltat o metodă proprie bazată pe mecanisme plastice pentru determinarea expresiei momentului funcție de rotirea plastică, în faza post-voalare. Mecanismul plastic utilizat se bazează pe constatări experimentale ale modului de cedare prin voalare locală; el este compus din zone plastice și linii de articulații dispuse astfel ca să asigure un mecanism cinematic compatibil.

Problemele care se pun în definirea unui astfel de mecanism sunt:

- alegerea corespunzătoare a mecanismelor elementare ale porțiunilor plane ale elementului;
- asamblarea tuturor mecanismelor elementare, asigurându-se compatibilitatea cinematică;
- determinarea lungimii mecanismului plastic.

Metoda mecanismului de cedare a fost inițiată de Climenhaga și Johnson în anul 1972, continuată de Ivanyi în 1979 [5.20], [5.21] iar Gioncu [5.18] a dezvoltat mecanismele de cedare pentru diferite tipuri de secțiuni, finalizând studiile teoretice cu programul de calcul DUCTROT.

Expresia curbei moment-rotire a mecanismului plastic este dedusă direct din ecuația de echilibru dintre lucrul mecanic absorbit de mecanismul plastic și lucrul mecanic produs de încărcările exterioare. Autorul ajunge la următoarea relație generală:

$$\frac{M}{M_p} = \frac{A}{B} + \frac{B}{C} + \frac{1}{\sqrt{\theta}} \quad (\text{V.27})$$

în care coeficienții A și B depind de caracteristicile geometrice și mecanice ale elementului și ale mecanismului plastic, iar C este un coeficient care integrează caracteristicile sistemului de încărcare și efectele de ordinul 2 ale mecanismului.

Intersecția acestei curbe cu dreapta  $M/M_p = 1$  corespund rotirii plastice ultime  $\theta_{pu}$  (Fig.V.12).

Pentru obținerea curbei complete moment-rotire se adaugă o porțiune liniară proprie comportării elastice până la atingerea rotirii  $\theta_y$  și se racordează cu o parabolă în domeniul ecruisării până la momentul maxim  $M = sM_p$ , unde s este efortul adimensional de voalare, având forma celui utilizat de Mazzolani și Piluso [5.22] pentru secțiunile I.

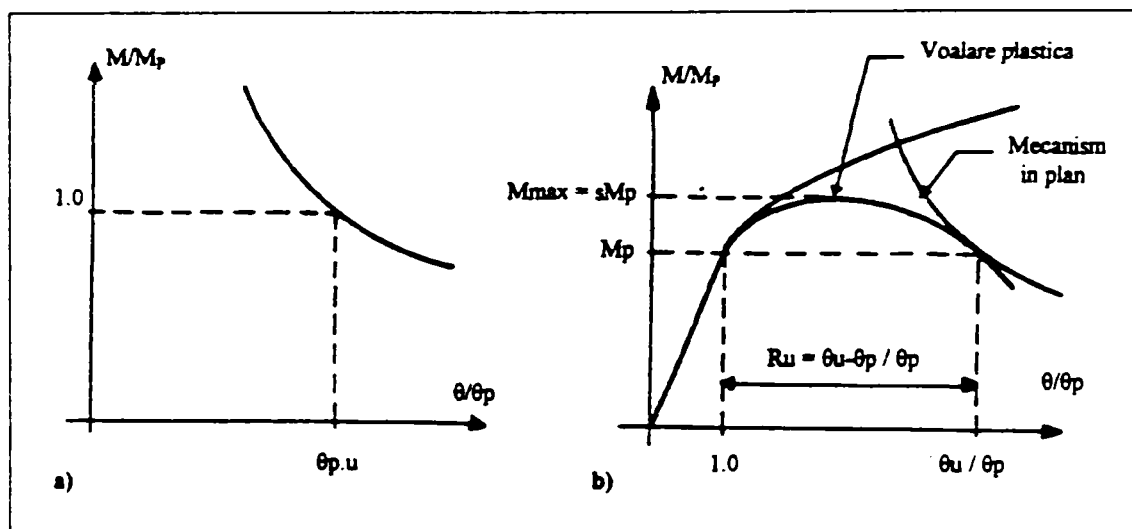


Figura V.12: Determinarea rotirii plastice

### V.3.3 Caracteristicile teoretice ale elementelor experimentale determinate cu programul de calcul DUCTROT 99

#### V.3.3.1 Date de bază

##### Elemente geometrice

$b = 75 \text{ mm}$	- $\frac{1}{2}$ din lățimea tălpilor
$d = 168 \text{ mm}$	- înălțimea inimii
$t_f = 6 \text{ mm}$	- grosimea tălpilor
$t_w = 6 \text{ mm}$	- grosimea inimii
$l = 1900 \text{ mm}$	- deschiderea grinzii

##### Elemente mecanice

$N = 0$	- forța axială
$\sigma_{cf} = 220 \text{ N/mm}^2$	- limita de curgere a tălpilor
$\sigma_{rf} = 360 \text{ N/mm}^2$	- limita de rupere a tălpilor
$\sigma_{cw} = 220 \text{ N/mm}^2$	- idem pentru inimă
$\sigma_{rw} = 360 \text{ N/mm}^2$	- idem pentru inimă

#### V.3.3.2 Rezultate

##### Caracteristici geometrice

$b/t_f = 12.5$	zveltețea de talpă
$d/t_w = 28.0$	zveltețea de inimă
$d/b = 2.2.4$	zveltețea de secțiune
$l/d = 11.31$	zveltețea de grindă

$A = 2808 \text{ cm}^2$       aria secțiunii transversale

$I = 16001065 \text{ mm}^4$  momentul de inerție  
 $i = 75.488 \text{ mm}$  raza de girație  
 $W_p = 198937 \text{ mm}^3$  modulul plastic  
 $W_{pf} = 183636 \text{ mm}^3$  modulul corespunzător plasticizării tălpilor  
 $w = W_p/W_{pf} = 0.92309$

#### Caracteristici mecanice

$N_p = 617760 \text{ N}$  forța de strivire  
 $M_p = 43766225 \text{ Nmm}$  momentul de plasticizare total  
 $Q_p = 128033 \text{ N}$  forța tăietoare plastică  
 $n_p = 0$  nivelul forței axiale  
 $m_n = 1$  coeficientul de reducere a momentului plastic  
 $Q = 46070 \text{ N}$  forța corespunzătoare momentului plastic  
 $m_q = 1$  coeficientul de reducere al lui  $M_p$  ținând seama de  $Q$   
 $M_{pnq} = M_p$  momentul plastic redus ca urmare a interacțiunii cu  $N$  și  $Q$   
 $\lambda = 25.16968$  zveltețea grinzii în planul de încovoiere  
 $\lambda = 0.26259$  zveltețea raportată  
 $s = M_{\max}/M_p = 1.12768$  coeficient al momentului maxim corespunzător voalării plastice în domeniul de ecruisare  
 $\beta = \ell_p/2b = 0.7403$  coeficient ce definește lungimea suprafeței voalate și implicit lungimea articulației plastice ( $\ell_p = 0.73403 \times 75 = 55 \text{ mm}$ )  
 $\theta_p = 0.00634$  rotirea elastică corespunzătoare atingerii lui  $M_p$ .

#### V.3.3.3 Caracteristicile rotirii

##### Mecanism în planul grinzii

$R = 8.6628$  capacitatea de rotire plastică ultimă  
 $\theta_u = 0.06124$  rotirea ultimă  
 $\theta_{up} = 0.05490$  rotirea plastică ultimă  
 $\delta = 0.82$  coeficient al poziției punctului de rotire plastică a mecanismului

##### Mecanism în afara planului

$R = 36.6612$   
 $\theta_u = 0.23868$   
 $\theta_{up} = 0.23235$   
 $\delta = 1.00$

Rezultă evident că mecanismul de cedare plastică în planul grinzii este hotărâtor pentru stabilirea capacității de rotire plastică (Fig.V.13).

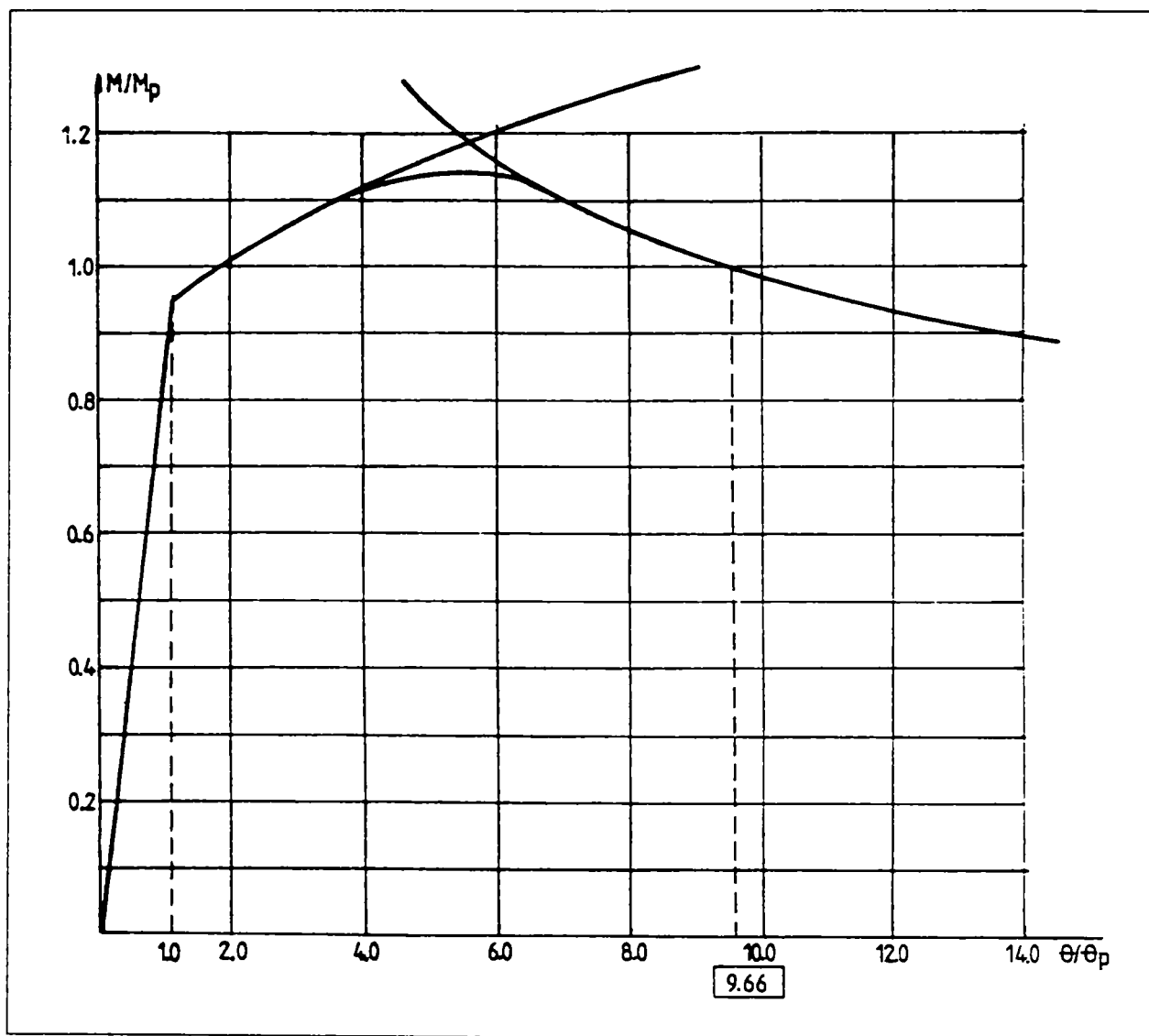


Figura V.13: Curba moment rotire pentru grinda experimentală

#### V.4 Mecanisme de cedare

În general prevederile normelor privind compactitatea secțiunilor, asociate cu calculul la stări limită pentru grinzile din oțel sunt formulate astfel încât grinzile rezultate să dovedească ductilitate structurală corespunzătoare.

Specificațiile privind realizarea secțiunilor presupun de cele mai multe ori ipoteze asupra naturii constitutive a oțelului folosit în structurile metalice. În mod tradițional, oțelul carbon obișnuit este tipul comun folosit în realizarea construcțiilor metalice, iar proprietățile caracteristice ale acestuia sunt în mod obișnuit presupuse ca fiind conform normei. Dar ductilitatea structurală depinde în mare măsură de forma de instabilitate care conduce la cedare.

În cazul solicitărilor seismice se produc mecanisme plastice necesitând capacități de deformare mai mari comparativ cu elementele solificate în regim de încărcări statice

monotone. De asemenea se produce o acumulare a avariilor datorită naturii ciclice a forțelor seismice, care reduce capacitatea de deformare. De aceea, capacitatea de rotire se poate calcula pe baza încărcărilor monotone luând în considerare efectul de reducere al deformării postelastice datorită încărcărilor ciclice.

În literatură există numeroase lucrări care asociază cedarea elementelor solificate la încărcări seismice cu fenomenul de oboseală la un număr redus de cicluri. S-a constatat însă că numai primele aproximativ 5 cicluri la seismele cu durată scurtă și aproximativ 20 la cele cu durată lungă conduc la deformații plastice mari, producând inițierea fisurilor și ruperi fragile; evenimentele seismice recente au demonstrat că doar un singur ciclu, sau un număr mic de cicluri pot duce la ruperea casantă a elementelor.

Cercetători ca de exemplu Climenhaga și alții în 1972 și Gioncu în 1997 [5.22] au explicat fenomenul complicat al instabilităților cuplate pentru secțiunile I ale grinzilor, folosind metoda energetică combinată cu mecanismul simplificat al liniilor de curgere. Conform metodelor propuse, după atingerea unei capacități de rotire predeterminată a secțiunii, ramura descendentă a curbei moment-rotire se obține din reprezentarea răspunsului la încovoire rezultat din două tipuri diferite de flambaj: unul dominat de așa numitul "mecanism în plan", celălalt de un "mecanism în afara planului". Ramura descendentă a curbei moment-rotire, rezultată din mecanismul care produce cea mai mică capacitate de rotire va corespunde modului de cedare hotărâtor. Gioncu [5.18] a considerat de asemenea interacțiunea dintre cele două mecanisme.

Aceste metode ale mecanismului liniilor de curgere au dat rezultate satisfăcătoare, comparativ cu datele experimentale din unele studii, ca de exemplu, Kuhlmann în 1989 [5.23], sau Spangemacher în 1991 [5.16].

Alți cercetători au tratat răspunsul la încovoire cuplat al secțiunilor I în mod simplificat, numai în termenii geometriei secțiunii transversale (Climenhaga în 1972, White și colectivul său în 1998) [5.24]. Kemp [5.25] a tratat interacțiunea flambajului global și local prin considerarea atât a geometriei secțiunii transversale cât și a lungimii nerigidizate a elementului. Metodele propuse dau rezultate adecvate în anumite zone de aplicabilitate.

Earls [5.26] prezintă un studiu comparativ al rezultatelor obținute pe baza a trei modele de elemente finite prelucrate cu ajutorul programului ABAQUS 1998, și cele experimentale obținute din încercările lui Lay și Galambos la Universitatea Lehigh în 1965 [5.27] pentru oțeluri de înaltă performanță. Încercările experimentale au făcut parte dintr-un studiu destinat extinderii aplicabilității calculului plastic și a metodelor de proiectare la oțeluri cu limita de curgere mai mare de 345 MPa. S-a găsit o corespondență satisfăcătoare între curbele moment-rotire teoretice și cele experimentale, deși modelele cu elemente finite au arătat valori ceva mai mari ale momentului ultim.

Pe baza examinării formelor de cedare pentru grinzile din profile HSLA 80 supuse la încovoire (Earls 1999) s-au identificat două moduri de cedare distincte.

Modul 1 este caracterizat printr-o instabilitate locală a tălpii, cu sau fără participarea inimii, care apare în dreptul rigidizării transversale de la mijlocul deschiderii. Zona de articulație plastică este bine definită ( Figura C3 din Anexa C).

Modul 2 este caracterizat printr-un mod inelastic cu mare asimetrie, în care flambajul local și global sunt cuplate. Voalarea tălpii sau voalarea talpă-inimă se produce la o oarecare distanță de rigidizarea de la mijlocul grinzii, distanță care în medie este egală cu  $1/2$  din înălțimea grinzii. Modul 2 se descrie mai corect prin zonă de plasticizare, iar mecanismul se formează de obicei în talpa comprimată (Figura C4 din Anexa C).

În afară de diferențele geometrice pronunțate între cele două moduri inelastice se constată și diferențe cantitative în răspunsul elementului. Cedarea în modul 1 se produce la o valoare mai mare a momentului ultim, cu capacitate de rotire a secțiunii mai mare comparativ cu modul 2. A rezultat de asemenea că rigidizarea transversală, ca și imperfecțiunile secțiunii joacă un rol important în manifestarea modului 1 sau 2.

De altfel și studiile efectuate de Climenhaga [5.1] și de Gioncu [5.22] au relevat cele două moduri distincte de cedare la profilele I încovoiate, mecanismele “în plan” și “în afara planului” corespunzând celor două moduri precizate de Earls. Exemple clare de cedări în modul 2 au fost semnalate în lucrările experimentale efectuate de Azizinamini [5.28], sau studiile cu elemente finite efectuate de White [5.24].

Examinând formele de flambaj obținute experimental sau prin simulări numerice prezentate în lucrările de mai sus se pot releva următoarele concluzii importante:

- a) mecanism plastic local compus din linii de curgere și zone plastice (Fig.V.14).
- b) Deformarea începe întotdeauna la talpă, continuând apoi spre inimă. Există de ci o interacțiune importantă între flambajul tălpii și deformarea inimii. Mecanismul plastic al tălpii este complet și el impune forma mecanismului general. Mecanismul plastic al inimii este deseori parțial. În special dacă inima este confecționată din oțel de înaltă rezistență, ea nu poate urmări deformațiile foarte mari induse de flambajul tălpii
- c) Există mai multe forme de flambaj plastic local care depind în principal de geometria grinzii: flambaj în planul secțiunii, asimetric în raport cu aceasta (Fig.V.15a); deversare laterală (Fig.V.15b); flambaj al tălpii spre inimă, care în EUROCODE 3 poartă denumirea de “flambaj indus”, producându-se în cazul inimilor foarte zvelte (Fig.V.15c); flambaj plastic prin forfecarea inimii, în cazul grinzilor scurte (Fig.V.15d).
- d) La încercările experimentale s-a constatat o interacțiune a acestor mecanisme locale. În majoritatea cazurilor, flambajul plastic pornește cu un flambaj în plan, dar datorită reducerii rigidității laterale provocată de flambajul plastic, apare și un flambaj lateral. Porțiunea descendentă a curbei moment-rotire este dominată de interacțiunea acestor două moduri de flambaj.



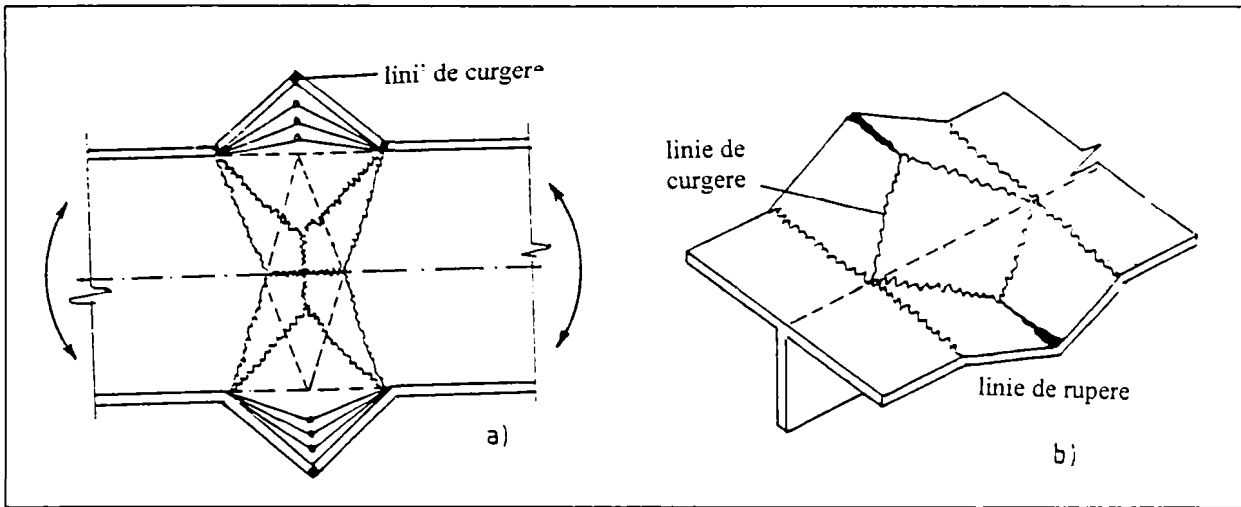


Figura V.14: Mecanism plastic prin linii de curgere în talpă și inimă

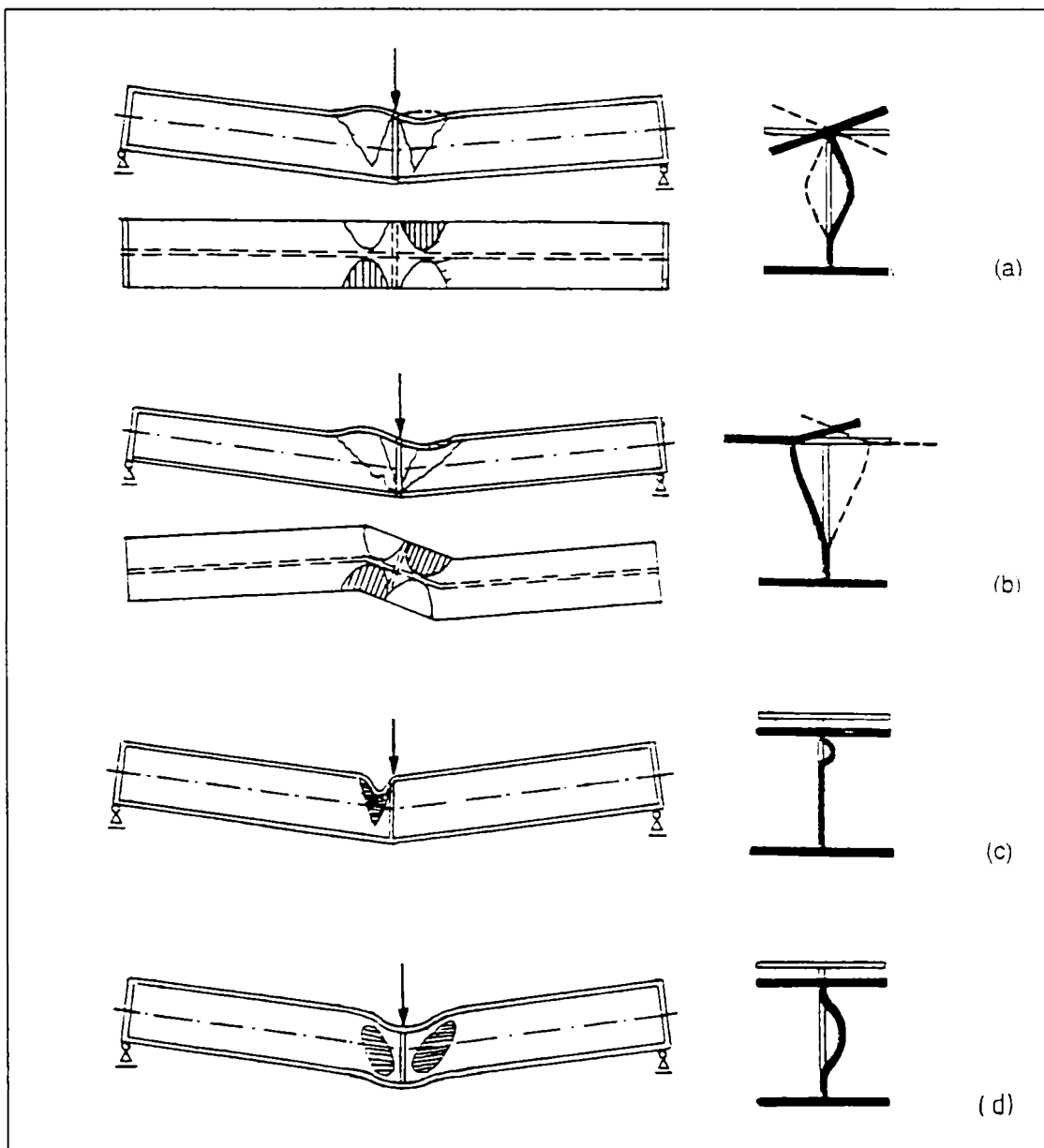


Figura V.15: Tipuri de flambaj plastic



## V.5 Definierea capacității de rotire

Formula pentru calculul capacității de rotire capabile este dată de :

$$R_a = \frac{\theta_{rp}}{\theta_p} = \frac{\theta_r}{\theta_p} - 1 \quad (\text{V.28})$$

unde  $\theta_{rp}$  este rotirea plastică ultimă,  $\theta_p$  rotirea corespunzătoare primei articulații plastice, iar  $\theta_r$  este rotirea ultimă totală (Fig.V.16).

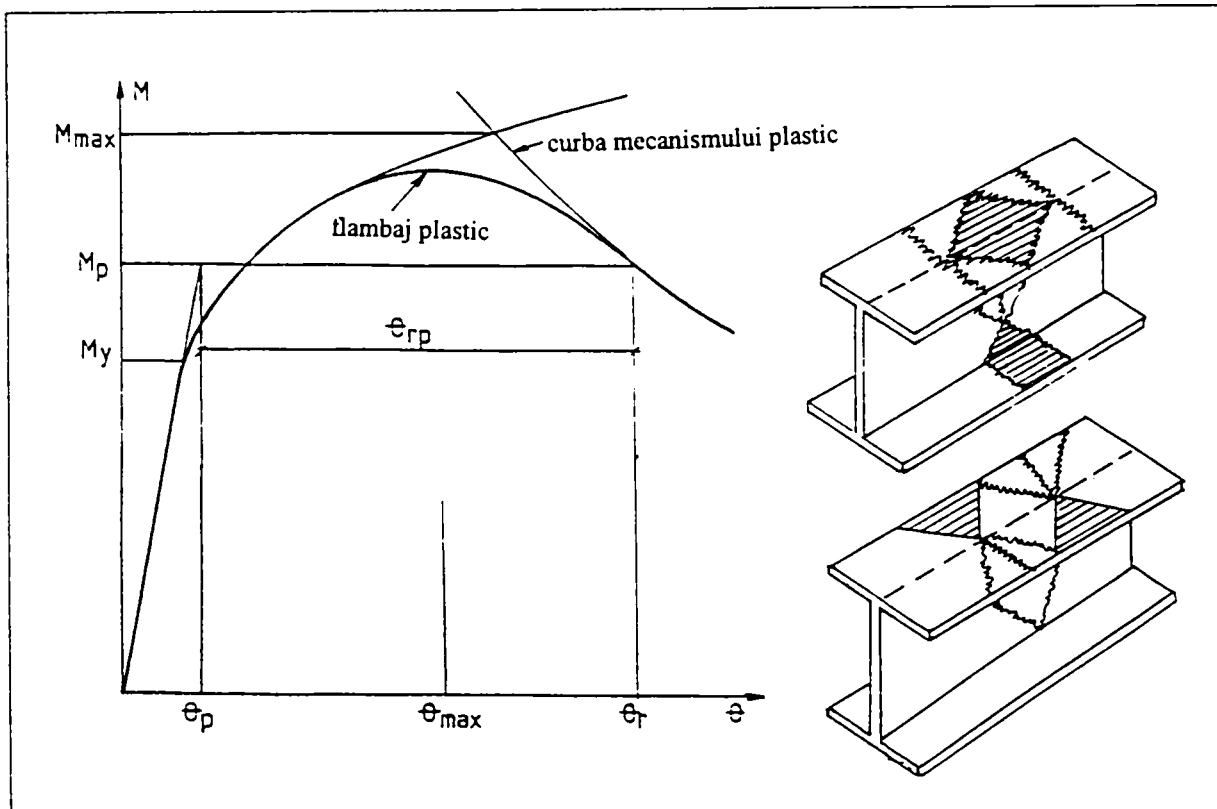


Figura V.16: Definierea capacității de rotire

Există unele propuneri, de exemplu EUROCODE 8 (background document) de determinare a capacității de rotire pentru un moment plastic redus,  $M_p/1.1 \approx 0.9M_p$ . Capacitatea de rotire va fi atunci

$$R_{a.0.9} = \frac{\theta_{r.0.9}}{\theta_p} - 1 \quad (\text{V.29})$$

Pentru alte materiale, așa cum sunt structurile din beton armat, capacitatea de rotire se apreciază pe lungimea plastică potențială, rezultând valori specifice, dar nu foarte diferite [5.29], [5.30].

### V.5.1 Capacitatea de rotire la încărcare monotonă

În figura V.17 sunt prezentate rezultate obținute prin aplicarea metodei mecanismului plastic local, de asemenea criteriile de clasificare după EC3 (clase de secțiuni transversale) și de asemenea conform metodei propuse de Mazzolani și Piluso (clase de elemente [5.31]). Se constată diferențe mari între criteriile de clasificare, metoda a doua fiind mai adecvată pentru proiectare.

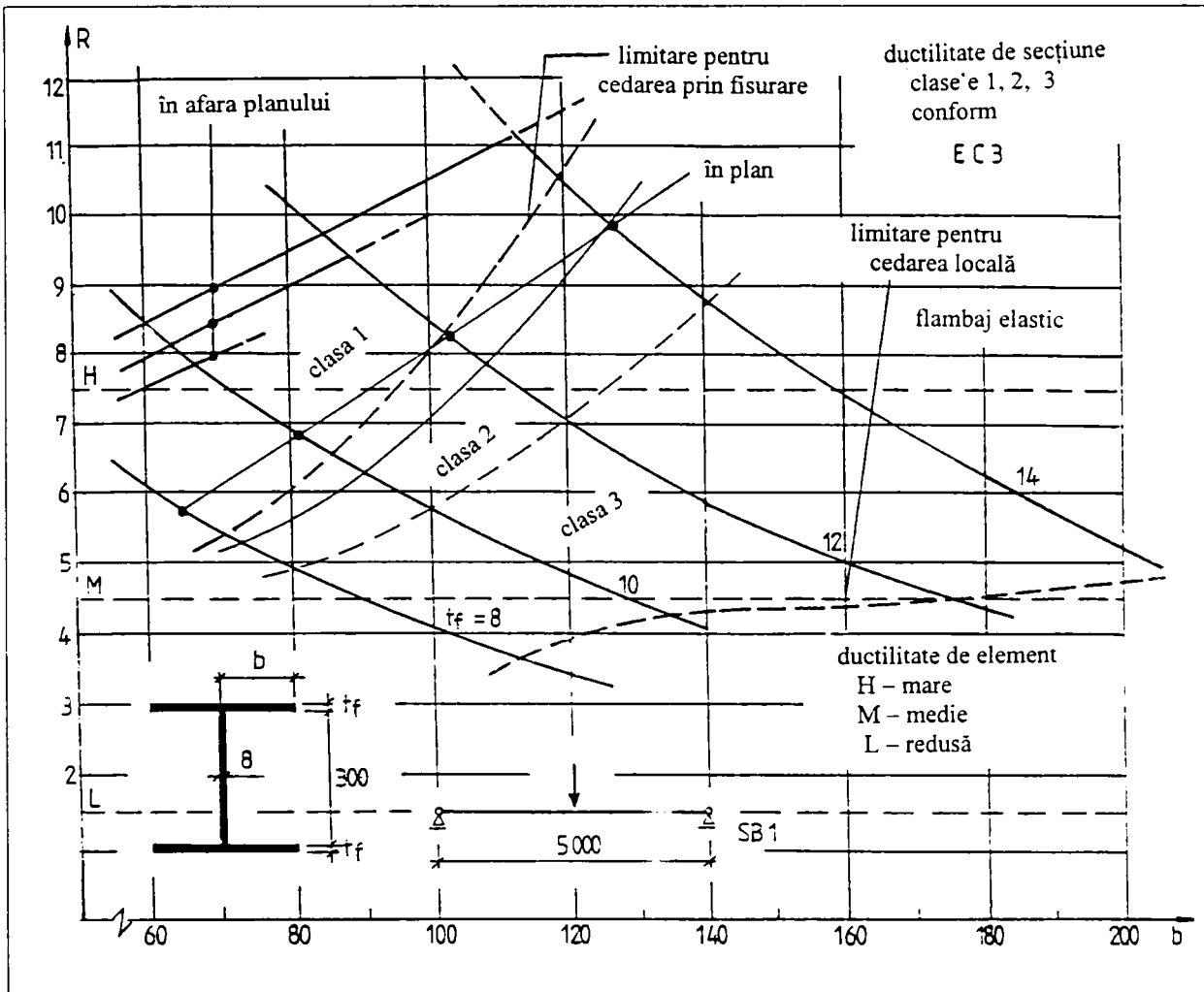


Figura V.17: Influența geometriei secțiunii

Pentru calculul practic al capacității de rotire a grinzilor la încărcare monotonă s-au propus relații simple, rezultate din testări numerice, dintre care se exemplifică relația propusă de Mazzolani și Gioncu [5.32]:

$$R_{av,mon} = 3 \cdot 10^4 c_r \frac{t_f}{b \cdot L_{sb}} \left( 0.8 + 0.2 \frac{f_{yw}}{f_{yf}} \right) \quad (V.30)$$

în care:

$c_r$  – coeficient care ține seama de racordul dintre inimă și talpă:

$$c_r = \left( \frac{b}{b - 0.5t_w - 0.8r} \right)^2 \quad (\text{V.32})$$

$t_f$  – grosimea tălpii,

$b$  - semi-lățimea tălpii,

$L_{sb}$  – deschiderea grinzii standard,

$f_{yw}$  și  $f_{yf}$  – limita de curgere pentru inimă și talpă.

### V.5.2 Capacitatea de rotire la încărcări seismice

În cazul solicitării seismice influența încărcării ciclice are o importanță deosebită, pe lângă fenomenele enunțate în paragrafele precedente: influența ratei de deformare, flambajul local, care conduce la acumularea de defecte, sau tipul mecanismului de rupere.

Structura rezistă în timpul unui cutremur la sute de cicluri de încărcare, dar numai un număr redus al acestora provoacă deformații plastice mari.

Rezultatele experimentale relevă o reducere progresivă a ductilității datorită solicitării ciclice, dar efectele acțiunii seismice sunt mult mai complexe, deoarece mișcarea este haotică și influențată de un mare număr de factori.

De aceea este dificil să se selecționeze o anumită mișcare particulară, pentru a fi generalizată. Este necesară o metodă care având la bază încărcarea monotonă, să corecteze valorile pentru acțiunea ciclică.

Parametrii care definesc încărcarea ciclică sunt:

- schema de încărcare funcție de timp: cicluri constante, constant crescătoare sau descrescătoare (Fig. V.18);
- perioada încărcării ciclice, raportată fie la prima deformație plastică, conform recomandărilor ECCS [5.33], fie la capacitatea de rotire, după cum propun De Martino și Manfredi [5.34];
- criteriul de colaps: rotire limită sau rotire la rupere.

Profilele I au anumite particularități de comportare la încărcarea ciclică: talpa comprimată flambează la primul semi-ciclu, secțiunea rotindu-se în jurul unui punct aflat în sau aproape de talpa opusă (Fig.V.14); efortul de întindere este de aceea mic. În ciclul următor, secțiunea lucrează ca având imperfecțiuni geometrice inițiale, după fiecare ciclu suprapunându-se o nouă rotire peste cea inițială. Mecanismul plastic constă din două forme de deformare corespunzătoare tălpilor.

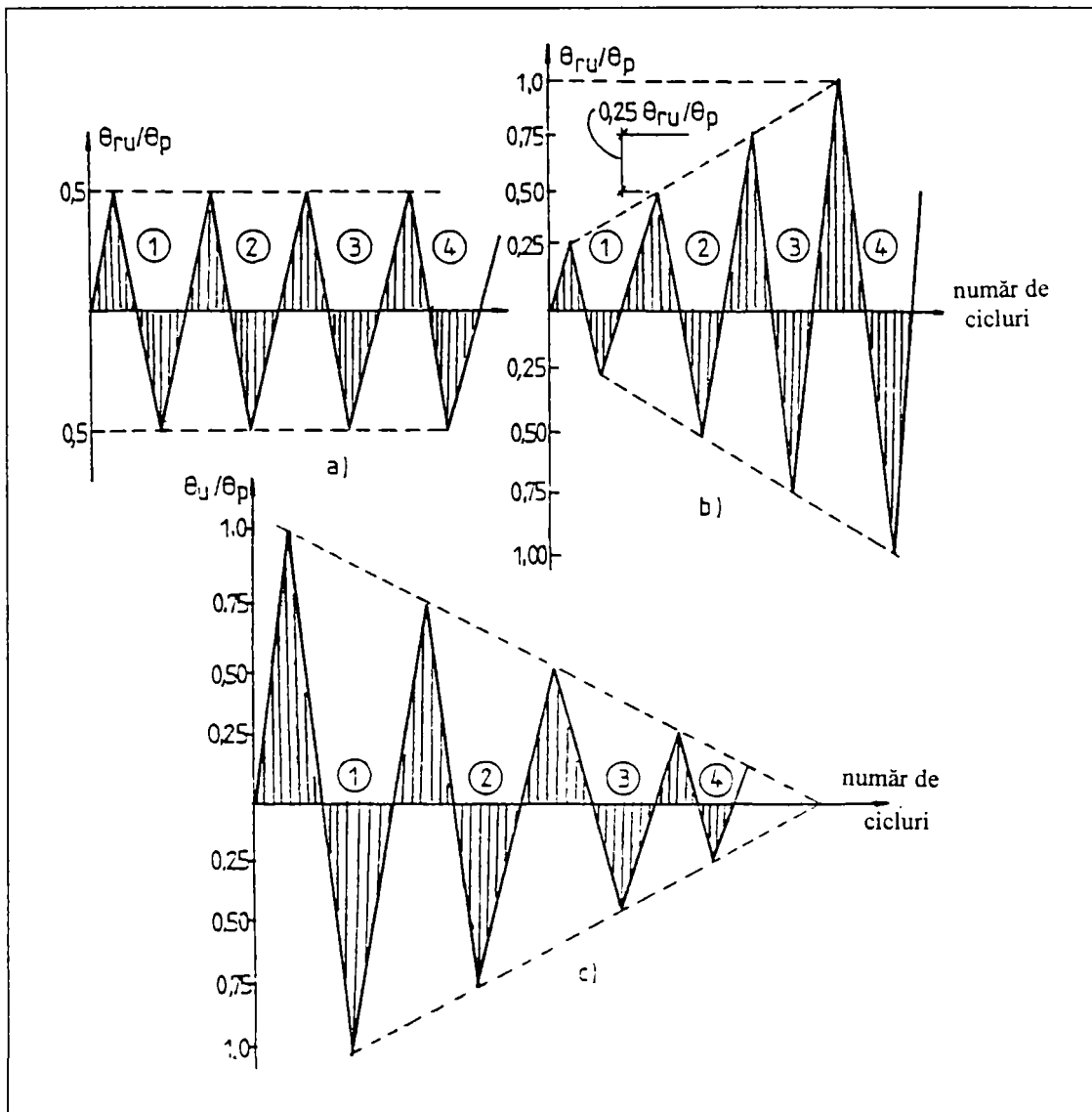


Figura V.18: Tipuri de încărcări ciclice

## V.6 Concluzii ale capitolului

Influența vitezei de încărcare se manifestă prin două efecte importante. În primul rând, datorită creșterii limitei de curgere, momentul plastic crește și scade ductilitatea profilului, prin reducerea curbei post-critice, care este direct influențată de creșterea limitei de curgere. Al doilea efect este legat de mărirea pericolului de rupere fragilă a profilului în zona voalată. Se poate astfel ajunge la situația ca fisurarea să se producă înainte de atingerea limitei de rotire plastică (Fig.5.9).

Efectul acțiunilor ciclice este acumularea de deformații plastice, care produc o reducere a capacității de rotire plastică. Dacă însă încărcările ciclice sunt aplicate cu o viteză semnificativă, se produce o creștere a momentelor datorită majorării limitei de curgere și o reducere suplimentară a capacității de rotire plastică. În plus, așa cum s-a arătat mai sus, se poate produce și fisurarea secțiunii chiar și înainte de atingerea rotirii ultime.

La elementele supuse la încărcări cu caracter static (încărcări monotone) este necesar ca în starea limită ultimă articulațiile plastice să aibă capacitate de rotire suficientă astfel încât să fie posibilă dezvoltarea mecanismului plastic de cedare. În cazul acțiunilor seismice (încărcări ciclice) este necesară o capacitate de rotire și mai mare, pentru a face posibilă disiparea energiei induse de seism, de cele mai multe ori importantă ca mărime.

Fenomenul voalării locale trebuie bine stăpânit, pentru ca elementul, secțiunea și materialul însuși să fie capabile să dezvolte capacitatea de rotire necesară. De aceea se exclude apariția voalării în timpul comportării elastice.

Problema corelării capacității de deformare plastică a secțiunilor unei grinzi având caracteristici geometrice și mecanice determinate are de aceea o importanță hotărâtoare, care trebuie corect considerată în codurile de dimensionare moderne. Un concept util a fost introdus în EUROCODE 3 Pct. 5.3.2 din partea 1-1 prin definirea claselor de secțiune. Această clasificare a fost preluată și de EUROCODE 8, respectiv Recomandările CECM, echivalând numeric influența clasei de secțiune asupra coeficientului global de comportare  $q$  [5.35].

În prezent este recunoscut aproape unanim de specialiști că trebuie revăzută evaluarea ductilității capabile la nivel de element, pe baze mai puțin simpliste decât cele ale valorilor limită pentru zveltețile de perete. Pe de altă parte, voalarea locală este influențată nu numai de caracteristicile secțiunii, ci și de curba caracteristică de comportare a oțelului, gradientul momentului, lungimea elementului, etc., deci ductilitatea trebuie analizată la nivel de material, secțiune și element în mod interactiv.

Metoda mecanismului plastic de colaps permite determinarea ductilității capabile pentru elementele cadrelor metalice necontravântuite, fiind confirmată de o serie de cercetări experimentale. Utilizarea acestei metode este posibilă prin aplicarea programului DUCTROT elaborat de Gioncu și Petcu (1999), fiind folosit pentru determinarea caracteristicilor geometrice și mecanice ale secțiunii și caracteristicile de rotire: capacitatea de rotire, rotirea plastică ultimă și rotirea ultimă, pentru elementele experimentale prevăzute în programul de cercetare.

## V.7 Bibliografie

- 5.1 INCERC-Filiala Timișoara (1998). Studiul efectelor seismice de tip Banat asupra structurilor metalice, din beton armat și zidărie, comparativ cu efectele asupra acelorași structuri amplasate în zone afectate de seismul Vrancea. Contract A93. Faza A93.2: Influența vitezei de încărcare asupra ductilității structurilor metalice, noiembrie 1998
- 5.2 M.J.Manjoine (1944). Influence of strain-rate and temperature on yield stress of mild steel. Journal of Applied Mechanics, Vol.66, No.11, 211-218

- 5.3 J.T.Restrepo-Posada, L.L.Dodd, R.Park, N.Cooke (1994). Variables affecting cyclic behaviour of reinforced steel. *Journal of Structural Engineering*, Vol.120, No.11, 3178-3196
- 5.4 R.N.Wright, W.I.Hall (1964). Loading rate effects in structural steel design. *Journal of the Structural Division*, Vol.90, ST5, 11-37
- 5.5 N.R.N.Rao, M.Lohrmann, L.Tall (1996). Effect of strain-rate on the yield stress of structural steels. *ASTM Journal of Materials*. Vol.1, No.1
- 5.6 P.Soroushian, K.B.Choi (1987). Steel mechanical properties at different strain rates. *Journal of Structural Engineering*, Vol.113, No.4 April 1987, 863-871
- 5.7 B.J.Wallace, H.Krawinkler (1989). Small-scale model tests of structural steel assemblies. *Journal of Structural Engineering*, Vol.115, No.8, 1999-2015
- 5.8 M.Obata, Y.Goto, S.Matsura, H.Fijiwara (1996). Ultimate behaviour of tie plates at high-speed tension. *Journal of Structural Engineering*, Vol.122, No.4, 416-422
- 5.9 H.Kaneko (1997). Influence on strain-rate on yield. *Kobe Earthquake Damage to Steel Moment Connections and Suggested Improvement*. Ed. B.Kato, JSSC Technical Report No.39/96
- 5.10 V.Gioncu, F.M.Mazzolani (2001). *Ductility of Seismic Resistant Steel Structures*. E&FN SPON, London, manuscris în editare
- 5.11 K.I.Kaneta, I.Kohzu, K.Fujimura (1986). On the strength and ductility of steel structural joints subjected to high speed monotonic tensile loading. 8-th European Conference on Earthquake Engineering, Lisbon, 12-17 September, 1986
- 5.12 K.Suita, I.Kohzu, I.Yasutomi (1996). The effect of strain-rate in restoring force characteristics of steel braced frames under high-speed cycling loadings. 11-th World Conference on Earthquake Engineering, CD-ROM Paper 1220
- 5.13 Y.Kurobane, K.Azuma, K.Ogawa (1997). Brittle fracture in steel building frames. Comparative study of Northridge and Kobe earthquake damage. International Institute of Welding, Annual Assembly, San Francisco, 13-18 July, 1-30
- 5.14 G.Mateescu (1999). Referat 2 pentru pregătirea la doctorat: Cercetări experimentale pe elemente metalice supuse la solicitări dinamice de tip impuls
- 5.15 INCERC-Timișoara (1999). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat. Contract 9/96, Faza A 51.1
- 5.16 R.Spangemacher (1991). Zum Rotationnachweis von Stahlkonstruktionen die nach den Traglastverfahren berechnet werden. Dissertatiron, T.H.Aachen, 1991
- 5.17 Gioncu (1995). Local and global ductility interaction in seismic design of MR frames. *Steel Structures, EUROSTEEL '95*, (ed. A.Kounadis), Athens 18-20 May 1995, Rotterdam, Balkema
- 5.18 V.Gioncu, D.Petcu (1997). Available rotation capacity of wide-flange beams and beam-columns. Part 1. Theoretical approaches. Part 2. Experimental and numerical testst. *Journal of Structural Steel Research*, Vol.43, No.1-3, 161-217, 219-244
- 5.19 V.Gioncu, G.Mateescu, D.Petcu, A.Anastasiadis (2000). Prediction of available ductility by means of local plastic mechanism method: DUCTROT computer program. *Moment Resistant Connections of Steel Bulding Frames in Saeismic Areas*, ed.F.M.Mazzolani, London, E&FN SPON
- 5.20 M.Ivanyi (1979). Yield mechanism curves for local buckling of axially compressed members. T.U.Budapest, *Periodica Polytechnica*, Vo.23, No.3-4

- 5.21 M.Ivanyi (1979). Moment rotation characteristics of locally buckling beams. T.U.Budapest, *Periodica Polytechnica*, Vo.23, No.3-4, 217-230
- 5.22 INCERC-Timișoara (1999). Soluții eficiente pentru protecția structurilor metalice în regim de solicitări seismice de tip Banat. Faza 52.1: Studiul diferitelor mecanisme de cedare pentru determinarea capacității de rotire, septembrie 1999
- 5.23 U.Kuhlmann (1989). Definition of flange slenderness limits on the basis of rotation capacity values. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.14
- 5.24 D.W.White, K.E-Barth (1998). Strength and ductility of compact-flange I-girders in negative bending. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.45, No.3, March
- 5.25 A.R.Kemp (1996). Inelastic local and lateral buckling in design codes. *Journal of Structural Engineering*, Vol.122, No.4, April 1996
- 5.26 C.J.Earls (1999). Factors influencing ductility in high performance steel I-shaped beams. *Stability and Ductility of Steel Structures, SDESS'99*, (eds.Dubină and Ivanyi), Elsevier Science, 1999
- 5.27 M.G.Lay, T.V.Galambos (1965). Experiments on high strength steel members. *Welding Research Council Bulletin*, No.110, 1965
- 5.28 A.Azizinamini, J.H.Bradburn, J.B.Radziminski (1987). Initial stiffness of semi-rigid steel beam-to-column connections. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.8
- 5.29 C.Bob (1970). Contribuții la studiul articulațiilor plastice în structurile de beton armat formate din elemente liniare. Teză de doctorat, Timișoara 1970
- 5.30 C.Avram, O.Mîrșu, C.Bob (1970). Asupra ductilității și energiei de deformație a elementelor din beton armat în vederea analizei neliniare a structurilor supuse la seisme. A III-a Conferință de Betoane "Structuri de beton armat", Cluj, 22-24 octombrie 1970
- 5.31 F.M.Mazzolani, V.Piluso (1992). Member behavioural classes of steel beams and beam-columns. *Thin Walled Structures*, No.19, 337-351
- 5.32 V.Gioncu, F.M.Mazzolani (1997). Simplified approach for evaluating the rotation capacity of double T steel sections. *Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas STESSA '97* (eds.F.M.Mazzolani and H.Akiyama), 3-8 August Kyoto, Japan
- 5.33 ECCS TWG 1.3 (1986). Recommended testing procedure for assessing the behaviour of structural steel elements under cyclic loads, No.45-86
- 5.34 A.De Martino, G.Manfredi (1994). Experimental testing procedures for the analysis of cyclic behaviour of structural elements: Activity of RILEM Technical Committee 134 MJP
- 5.35 D.Grecea (1999). Caractérisation du comportement sismique des ossatures métalliques – Utilisation d'assemblages à résistance partielle. These de doctorat. INSA Rennes



## Capitolul VI

### PROGRAM EXPERIMENTAL ASUPRA UNOR GRINZI METALICE LA SOLICITARI DE TIP IMPULS



## VI.1 Incercarea experimentală – tipuri de solicitare

Studiul răspunsului elementelor la acțiunea tipurilor de seism este foarte complex și necesită încercări și metode de interpretare specifice. Din punctul de vedere al încercărilor, deja cele efectuate în anii '70 au arătat că rezultatele obținute din încercarea static monotona nu conduc la estimarea corectă a ductilității pentru anumite rapoarte de zveltețe ale pereților, față de cele obținute din încercarea ciclică.

Din cercetările experimentale cunoscute din literatură se desprinde concluzia că există trei tipuri de metode folosite în mod curent:

- încercări static monotone: se obțin caracteristicile de comportare necesare pentru modelarea structurilor în calculul static. Caracteristicile determinate servesc pe de altă parte ca parametri de referință pentru încercările ciclice pseudo-stactice;
- încercări ciclice pseudo-stactice: sunt adesea suficiente pentru cuantificarea energiei absorbite de element, a degradării și pentru punerea în evidență a modului de cedare;
- încercări dinamice sau cu simularea acțiunii seismice: se realizează o simulare apropiată de răspunsul real al elementului. Ele sunt însă dificil de realizat pentru că necesită aparatură adecvată.

Încercările experimentale efectuate în cadrul lucrării de față s-au bazat în primul rând pe primele două tipuri de solicitare, static monotona și static ciclic-alternant.

Pentru a răspunde obiectivului urmărit prin tema de cercetare, și anume comportarea elementelor la solicitarea de tip impuls, aceste două tipuri de încercare nu au fost suficiente și s-au efectuat în consecință încercări de tip ciclic cu viteză mare, simulându-se în acest fel solicitarea de impuls. Viteza a fost determinată de nivelul permis de sistemul de acționare hidraulic și de cel al achiziției datelor, așa încât se poate vorbi de o încercare "pseudo-dinamică" [6.1].

Așa cum s-a arătat în paragrafele precedente, efectul acțiunilor ciclice este acumularea de deformații plastice care produc o reducere a capacității de rotire plastică a secțiunii, respectiv elementului. Dacă însă încărcările ciclice sunt aplicate cu o viteză semnificativă, se produce o creștere a momentelor datorită majorării limitei de curgere și o reducere suplimentară a capacității de rotire plastică. În plus, se poate produce și fisurarea secțiunii, chiar și înainte de atingerea rotirii ultime.

Din literatură sunt cunoscute o serie de rezultate experimentale realizate prin încercări static monotone, static ciclic alternante sau încărcări dinamice ciclice, atât asupra unor elemente de tip grindă sau stâlp, cât și pe modele de structuri. Nu se cunosc însă rezultatele unor încercări de tip impuls pentru elementele cadrelor metalice. Tocmai de aceea s-a considerat necesar efectuarea unui program experimental prin care să se simuleze solicitarea de tip impuls, cu instalația de încercare avută la dispoziție.

## VI.2 Definirea programului experimental

### VI.2.1 Parametrii de comportare – recomandări ECCS (CECM)

Alegerea parametrilor de comportare este importantă pentru interpretarea capacității elementului ca și pentru compararea diferitelor încercări. În particular aceștia trebuie să permită caracterizarea evoluției ductilității, a nivelului de energie absorbit, ca și degradarea rezistenței elementului. În acest scop comitetul 13 ECCS [6.2] a publicat recomandările de încercare pentru caracterizarea comportării elementelor metalice, sub acțiuni ciclice, cu deplasări controlate.

S-au introdus parametri adimensionali, definiți în raport cu caracteristicile elastice ale comportării statice (Fig.VI.1a) permițând compararea unui ciclu de comportare reală (Fig.VI.1b) cu ciclul ideal elasto-plastic de aceeași amplitudine (Fig.VI.1c).  $F$  și  $v$  din figurile menționate reprezintă forța și deplasarea înregistrate pe parcursul încercării.

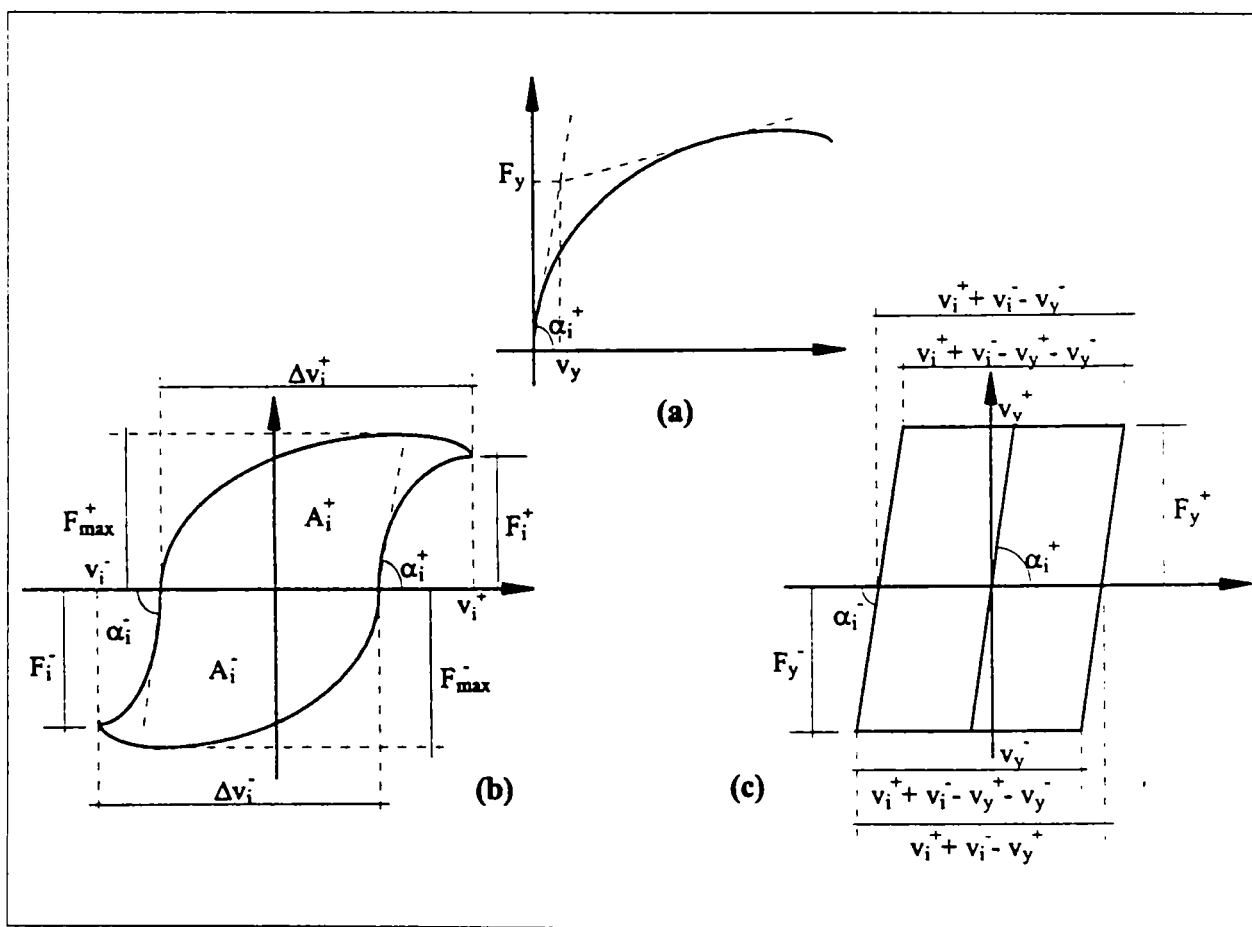


Figura VI.1: Caracteristicile comportării sub acțiuni ciclice

Încercarea se conduce pe grupuri succesive de cicluri cu valori impuse pentru deplasare, definită ca multiplu a deplasării limită elastice. Fiecare grup de cicluri cuprinde 3 cicluri de aceeași amplitudine a deplasării (Fig.VI.2).

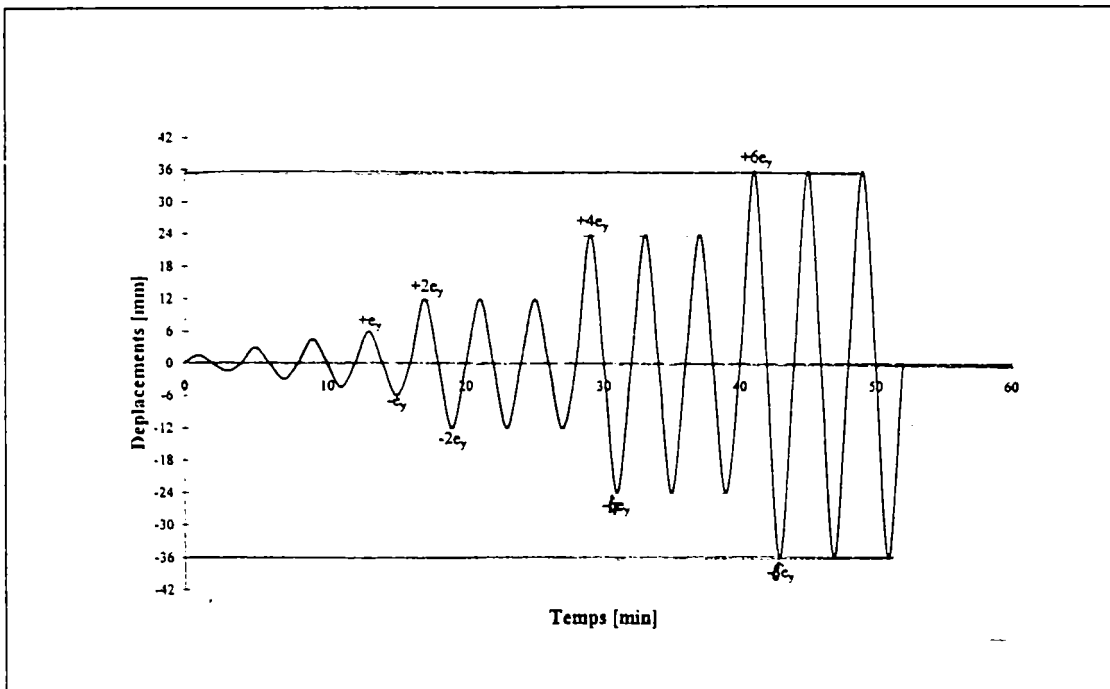


Figura VI.2: Ciclurile de încărcare conform recomandărilor CECM

Considerând un grup  $i$  de cicluri se recomandă folosirea următorilor parametri:

a) ductilitatea parțială:

$$\mu_i^- = \frac{v_i^-}{v_y^-}; \quad \mu_i^+ = \frac{v_i^+}{v_y^+} \quad (VI.1)$$

care reprezintă raportul dintre deplasarea maximă pozitivă sau negativă (în valoare absolută) și valoarea limitei elastice (fig.VI.1b). Cu cât ductilitatea este mai mare, cu atât elementul este capabil să suporte deplasări care depășesc domeniul elastic.

b) ductilitatea totală (ductilitatea ciclică):

$$\mu_{ci}^+ = \frac{\Delta v_i^+}{v_y^+}; \quad \mu_{ci}^- = \frac{\Delta v_i^-}{v_y^-} \quad (VI.2)$$

Acest parametru reprezintă raportul între amplitudinea totală a deplasării pe parcursul fiecărui semi-ciclu și valoarea elastică limită (fig.VI.1b). Comportarea ciclică este mai bine descrisă de acest parametru

c) raportul ductilităților totale:

$$\Psi_i^+ = \frac{\Delta v_i^+}{v_i^+ - v_i^- - v_y^-}; \quad \Psi_i^- = \frac{\Delta v_i^-}{v_i^+ + v_i^- - v_y^+} \quad (VI.3)$$

Acest parametru reprezintă raportul între amplitudinea totală a deplasării și valoarea corespunzătoare a deplasării pentru comportarea perfect elasto-plastică. Creșterea acestui parametru arată degradarea elementului încercat.

d) raportul rezistențelor (degradarea rezistenței) (fig.VI.1b):

$$\varepsilon_i^- = \frac{F_i^-}{F_y^-}; \quad \varepsilon_i^- = \frac{F_i^-}{F_y^-} \quad (\text{VI.4})$$

Acest parametru reprezintă raportul dintre forța corespunzătoare deplasării maxime și forța limită elastică.

e) raportul energiei absorbite (fig.VI.1b):

$$\eta_i^- = \frac{A_i^-}{F_y^- (v_i^- + v_i^- - v_y^- - v_y^-)}; \quad \eta_i^- = \frac{A_i^-}{F_y^- (v_i^- + v_i^- - v_y^- - v_y^-)} \quad (\text{VI.5})$$

Parametrul reprezintă raportul dintre energia absorbită într-un semiciclu real și energia corespunzătoare comportării perfect elasto-plastice.

Toți acești parametri pot fi utilizați pentru definirea stării ultime care corespunde sfârșitului încercării, marcată fie prin o degradare avansată a rezistenței, fie printr-o diminuare importantă a disipării de energie.

## VI.2.2 Caracteristicile elementelor experimentale

Elementele experimentale s-au confecționat din foi de tablă (OL 37) din care s-au tăiat plăcile pentru tălpi și inimi, realizându-se o secțiune I prin sudare.

Dimensiunile plăcilor au fost astfel alese încât flambajul să se producă numai în domeniul post-elastic ( $b/2t_f=12.5$ ,  $d/t_w=28$ ). Pentru verificarea răspunsului elementelor experimentale la diferite tipuri de solicitare au fost încercate un număr de 11 grinzi (notate A0-A10). Dimensiunile reale măsurate pentru cele două tălpi, inima și deschiderea grinzii sunt arătate în tabelul VI.1. Din tabel rezultă că plăcile care alcătuiesc o grindă au fost tăiate din foi diferite, doar în cazul grinzii A10 grosimea tălpilor și a inimii sunt identice, 6.4 mm, dar diferite față de grosimea prevăzută în proiectul elementelor (6.0 mm) [6.3], [6.4].

Determinarea exactă a dimensiunilor a fost necesară pentru introducerea caracteristicilor geometrice efective în programul de calcul DUCTROT, cu care s-a determinat capacitatea de plastică a elementelor [6.5], [6.6].

Pentru verificarea proprietăților mecanice s-au efectuat încercări de tracțiune pe epruvete extrase din câteva plăci. Rezultatele sunt centralizate în tabelul VI.2. Concluzia încercării

de tracțiune este că atât valoarea limitei de curgere (minimă) cât și rezistența de rupere sunt conforme certificatului de calitate emis de producător [6.3].

Tabel VI.1: Dimensiunile reale ale elementelor experimentale

Grinda	Lățimea tălpii b (mm)	Înălțimea inimii d (mm)	Grosimea tălpii $t_f$ (mm)	Grosimea inimii $t_w$ (mm)	Deschiderea grinzii, L (mm)
A0	150	168	6.4; 6.6	6.4	1900
A1			6.9	6.4	
A2			6.4	6.4	
A3			6.1; 6.4	6.9	
A4			6.5; 6.6	6.6	
A5			6.5; 6.6	6.7	
A6			6.6; 6.7	6.6	
A7			6.2; 6.4	6.4	
A8			6.4; 6.9	7.0	
A9			6.9	6.9	
A10			6.4	6.4	

Tabel VI.2: Proprietăți mecanice ale elementelor experimentale

Grinda	Limita de curgere $f_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	Rezistența la rupere $f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	Alungirea la rupere A %	Indicele de curgere ( $f_c/f_u$ )
A0 - f*	332	410	55.7	0.785
A0 - f	332	393	66.7	0.819
A0 - w**	412	532	49.7	0.774
A0 - w	397	532	45.0	0.746
A3 - f	358	500	66.7	0.716
A3 - f	344	431	59.3	0.798
A3 - w	364	507	53.3	0.718
A3 - w	364	513	48.0	0.710
A4 - f	386	530	45.0	0.728
A4 - f	384	527	48.0	0.729
A4 - w	364	532	55.7	0.774
A4 - w	364	532	49.7	0.746

\* - talpa; \*\* - inima.

Se constată o împrăștiere destul de mare a caracteristicilor mecanice, atât de la un element la altul dar și în cazul aceleași grinzi.

### VI.3 Dispozitive de încărcare și măsurare

#### VI.3.1 Dispozitivul de încărcare

Încercările au fost efectuate în hala de încercări a departamentului de construcții metalice și mecanica construcțiilor, în perioada iulie – septembrie 1999. Schema instalației de încercare este prezentată în figura VI.3.

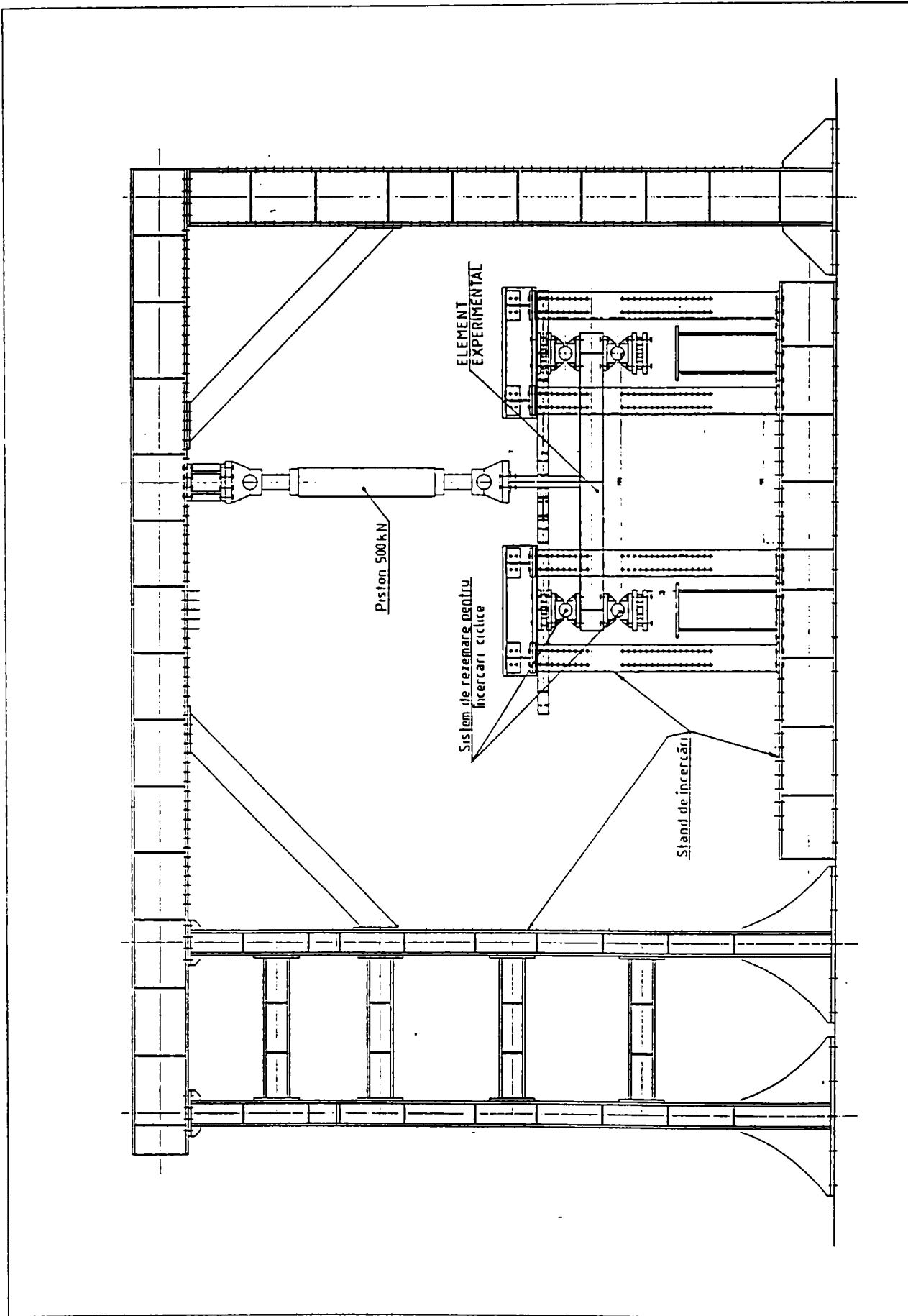


Figura VI.3: Instalația de încercare Hydromax

Grinzile de probă s-au așezat pe două rezeme simple, iar încărcarea  $F$  aplicată la mijlocul deschiderii s-a realizat cu actuatorul de 500 kN, prin intermediul unui jug confecționat din două plăci groase orizontale, montate deasupra tălpii superioare, respectiv sub talpa inferioară și fixate cu buloane.

Sistemul de încărcare, furnizat de Societatea Quiri (Franța) este compus dintr-un actuator de 500 kN alimentat printr-o centrală hidraulică de forță, comandată printr-o centrală hidromecanică și asistată de o instalație de calcul automat HYDROMAX.

Pilotarea actuatorului este asociată cu un captor de forță și un captor de deplasare, permițând astfel efectuarea unei încercări controlate, în forță sau în deplasare.

### VI.3.2 Dispozitivul de măsurare

Încărcarea verticală  $F$  aplicată asupra grinzii prin intermediul actuatorului este măsurată printr-un captor de forță. Deplasările măsurate de captorul de deplasare al actuatorului au numai rol pentru conducerea încercării și sunt prelucrate automat de programul HYDROMAX, pe un calculator.

Pentru măsurarea efectivă a deformațiilor (deplasări și rotiri) elementului de probă s-au folosit captori inductivi de deplasare și de rotire (inclinometre). Captorii sunt legați la o stație de achiziție, iar înregistrarea datelor furnizate de sistemul de achiziții se face automatizat, prin intermediul programului SCANWIN, pe al doilea calculator.

Captorii de deplasare au fost montați astfel încât să poată înregistra deplasarea verticală a grinzii în secțiunea de moment maxim.

S-au folosit câte doi captori fixați la nivelul tălpilor grinzii. Rotirile pe reazem au fost măsurate cu 2 captori de rotire (inclinometre), câte unul la fiecare reazem.

Momentul încovoietor maxim, în dreptul secțiunii de mijloc a grinzii a fost determinat din forța aplicată  $F$  și deschiderea  $l$  a grinzii:

$$M = \frac{F \cdot l}{4} \quad [\text{kNm}] \quad (\text{VI.6})$$

Rotirea globală, care cumulează toate deformațiile componente este:

$$\theta = \frac{\Delta}{l/2} + \varphi \quad [\text{rad}] \quad (\text{VI.7})$$

în care:

- $\Delta$  este media aritmetică a deplasărilor verticale măsurate la nivelul tălpilor cu captorii  $i$ : talpa superioară:  $(\Delta_{is} + \Delta_{if})/2$ , idem talpa inferioară; s=spate, f=față.
- $\varphi$  este curbura grinzii,  $= \varphi_1 + \varphi_2$ , (rotirile înregistrate cu inclinometrele din dreptul reazemelor 1 și 2.

#### VI.4 Incercarea monotona – grinda A0

Incercarea monotona s-a aplicat în trepte succesive de deplasare impusă  $\Delta d = 0.1$  mm, rezultând un număr de 574 puncte de înregistrare. Forța maximă atinsă este  $F_{\max} = 154.785$  kN, iar săgeata aferentă de 13.745 mm. Momentul încovoietor maxim este  $M_{\max} = 73.523$  kNm cu o rotire aferentă  $\theta = 0.031997$  rad.

S-au reprezentat următoarele diagrame: istoria în timp a încărcării (Fig.VI.4), curba forță-deplasare (Fig.VI.5), curba moment-rotire (Fig.VI.6). În fotografiile a, b și c din Anexa D2 sunt arătate detalii ale grinzii după încercare.

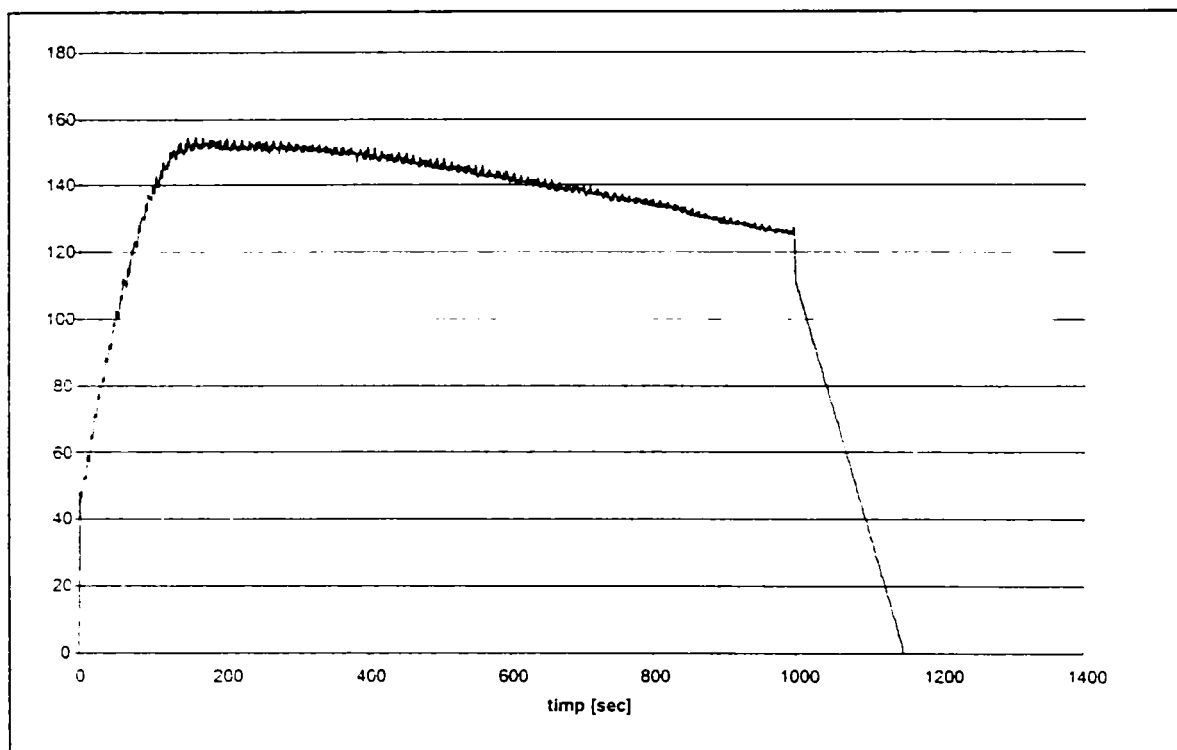


Figura VI.4: Modul de încărcare

Din reprezentarea grafică a încărcării monotone (Fig.VI.6) a rezultat:

- momentul de plasticizare:  $M_p = 40.2203$  kNm
- rotirea la curgere:  $\theta_p = 0.0094$  rad
- momentul ultim:  $M_u = 154.785$  kNm
- rotirea ultimă:  $\theta_u = 0.174$  rad

$$\text{Capacitatea de rotire: } R = \frac{0.1746}{0.0094} - 1 = 17.57 \quad \text{și} \quad s = M_u/M_p = 3.85.$$



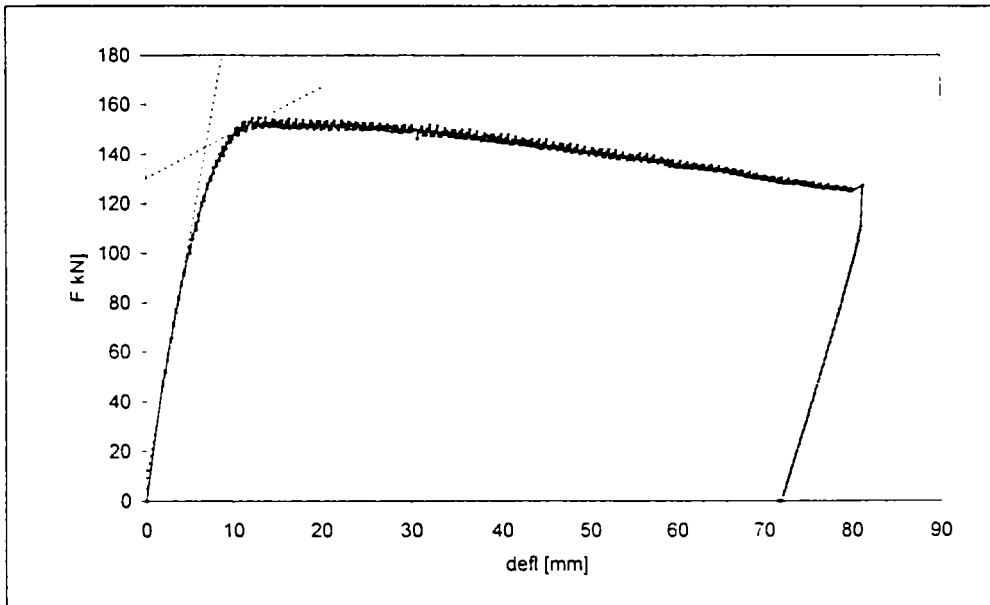


Figura VI.5: Curba încărcare-deplasare

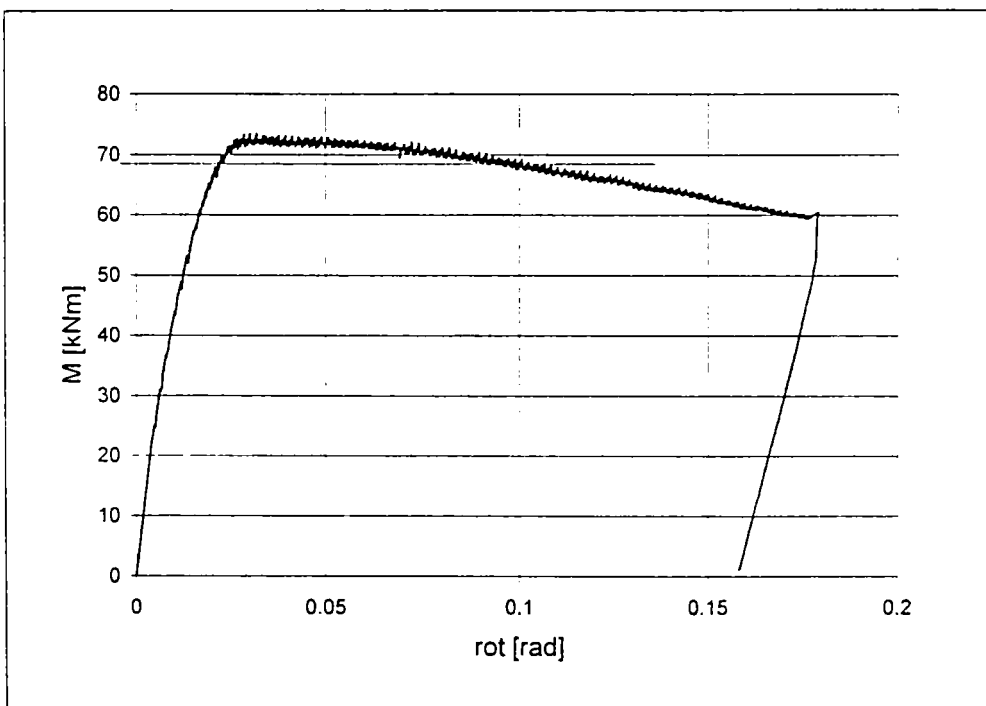


Figura VI.6: Curba moment-rotire

### VI.5 Incercarea statică ciclic-alternat - grinzile A1 și A4

Modul de încărcare s-a desfășurat conform recomandărilor ECCS (Fig.VI.2) cuprinzând următoarele cicluri de deplasări impuse:

Tabel VI.3: Cicluri de încărcare conform ECCS (CECM)

Nr. cicluri	Domeniu	Grinda A1	Grinda A4
1	$+\Delta_v/4, -\Delta_v/4$	$\pm 0.95$ mm	$\pm 1.725$ mm
	$+\Delta_v/2, -\Delta_v/2$	$\pm 1.90$ mm	$\pm 3.45$ mm
	$+3\Delta_v/4, -3\Delta_v/4$	$\pm 2.85$ mm	$\pm 5.175$ mm
	$+\Delta_v, -\Delta_v$	<b><math>\pm 3.80</math> mm</b>	<b><math>\pm 6.90</math> mm</b>
3	$+2\Delta_v, -2\Delta_v$	$\pm 7.60$ mm	$\pm 13.80$ mm
	$+4\Delta_v, -4\Delta_v$	$\pm 15.20$ mm	$\pm 27.60$ mm
	$+6\Delta_v, -6\Delta_v$	$\pm 22.80$ mm	$\pm 41.40$ mm
	$+8\Delta_v, -8\Delta_v$	$\pm 30.40$ mm	$\pm 55.20$ mm
	$+10\Delta_v, -10\Delta_v$	$\pm 38.00$ mm	$\pm 69.00$ mm
	$+12\Delta_v, -12\Delta_v$	$\pm 45.60$ mm	$\pm 82.80$ mm

cu deformația elastică limită ( $\Delta_v$ ) determinată experimental din încercarea monotonă :

- pentru grinda A1, rezultată din încercarea din faza de cercetare [6.5];
- pentru grinda A4, rezultată din figura VI.5.

Există așadar o diferență importantă în aprecierea limitei elastice, prima rezultând dintr-o prelucrare manuală, aproximativă, a doua, din prelucrarea grafică EXCEL, corectă din punct de vedere matematic.

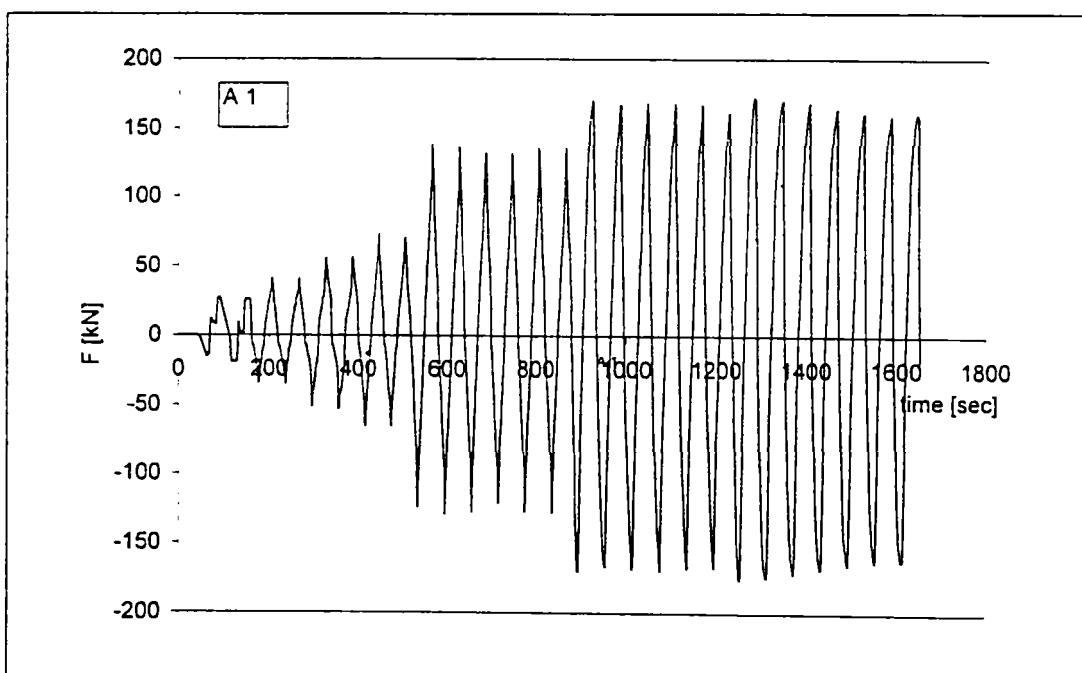


Figura VI.7: Modul de încărcare

În figura VI.7 este prezentată istoria încărcării pentru grinda A1. Se constată că după terminarea ciclurilor elastice s-au efectuat în realitate câte 4 și după aceea câte 6 cicluri repetate, aceasta datorându-se unei defecțiuni a programului de calcul, care mai târziu a fost remediată. Cu toate acestea, din analiza figurii VI.8 se constată evident degradarea în

capacitate de rezistență a grinzii. Incercarea s-a condus până la semi-ciclul  $+10\Delta_y = 38$  mm, ceea ce a însemnat o încovoiere puternică a tălpii întinse și voalare în diagonală față de axul de simetrie, la talpa comprimată.

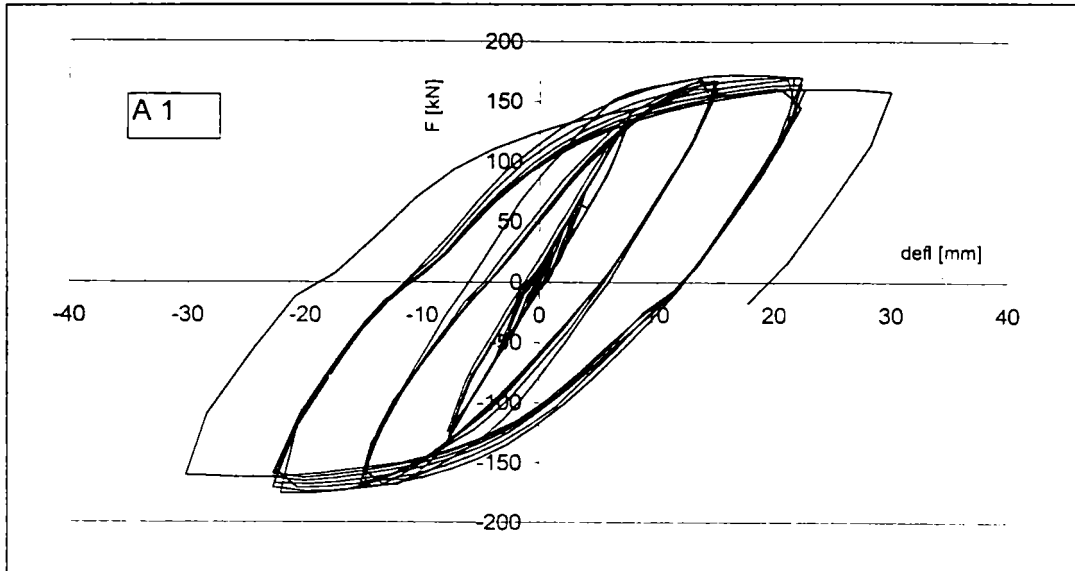


Figura VI.8: Curba încărcare-deplasare

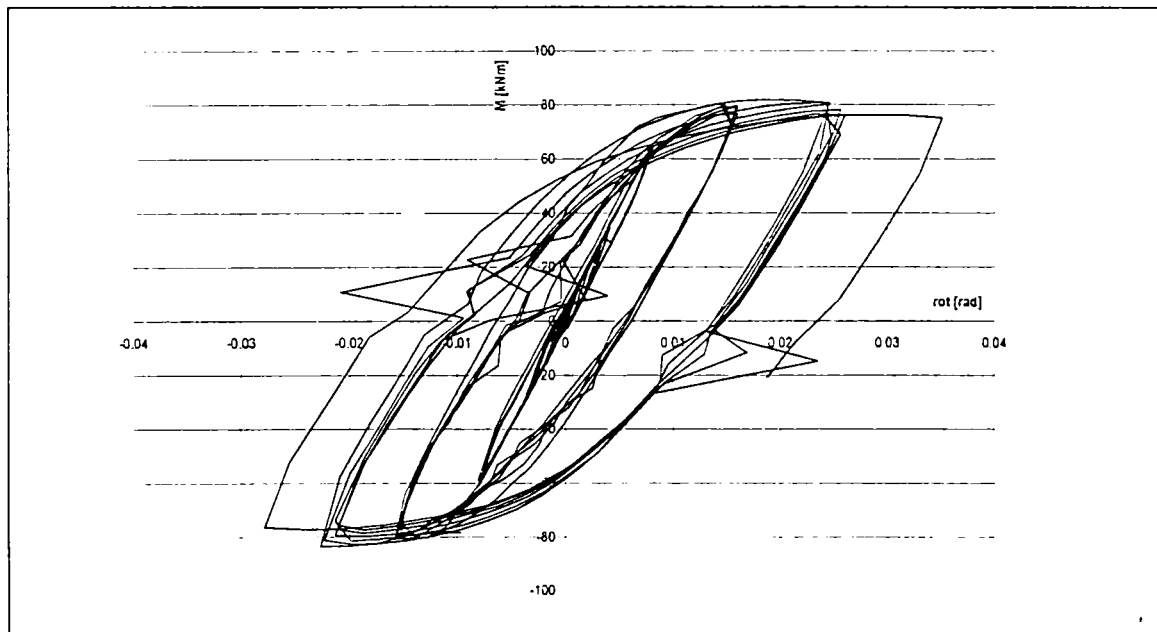


Figura VI.9: Curba moment-rotire

Din reprezentarea grafică a curbei moment-rotire (Fig.VI.9) a rezultat:

- momentul de plasticizare:  $M_p = 42.50$  kNm
- rotirea la curgere:  $\theta_p = 0.005$  rad
- momentul ultim:  $M_u = 83.505$  kNm (în semi-ciclul:  $+6\Delta_y$ )
- rotirea ultimă:  $\theta_u = 0.0315$  rad

Capacitatea de rotire:  $R = \frac{0.0315}{0.005} - 1 = 5.3$  și  $s = M_u/M_p = 1.96$ .

Anexa D3 a-d prezintă detalii ale grinzii după încercare.

Istoria de încărcare pentru grinda A4 este arătată în figura VI.10. Rezultatele încercării sunt prezentate în figurile VI.11, VI.12. Fotografiiile grinzii după încercare sunt prezentate în fotografiile a-c din anexa D4.

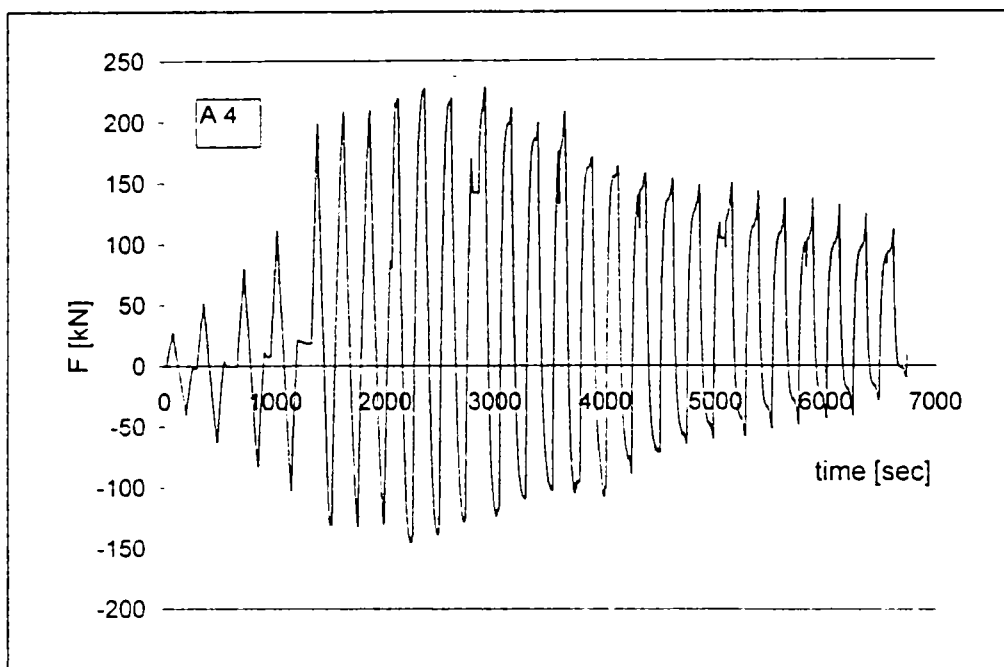


Figura VI.10: Modul de încărcare

Din curba moment-rotire (Fig. VI.12) a rezultat:

- momentul de plasticizare:  $M_p = 52.30$  kNm
- rotirea la curgere:  $\theta_p = 0.006$  rad
- momentul ultim:  $M_u = 107.39$  kNm (în semi-ciclul:  $+4\Delta_y$ )
- rotirea ultimă:  $\theta_u = 0.112$  rad

Capacitatea de rotire:  $R = \frac{0.112}{0.006} - 1 = 17.66$  și  $s = M_u/M_p = 20.6$ .

Comparând rezultatele experimentale cu valorile teoretice obținute cu programul DUCTROT rezultă că în cazul grinzii A1, mecanismul de cedare plastică s-a produs în planul grinzii. La grinda A4, mecanismul s-a produs în afara planului, prin voalare plastică asimetrică și apărând fisuri la nivelul sudurii dintre talpa întinsă și inimă. În semi-ciclul  $+12\Delta_y = 82.8$  mm s-a produs ruperea tălpii întinse (inferioară), iar la schimbarea sensului de încărcare ( $-12\Delta_y$ ) s-a produs ruperea tălpii superioare, antrenând și ruperea în inimă.

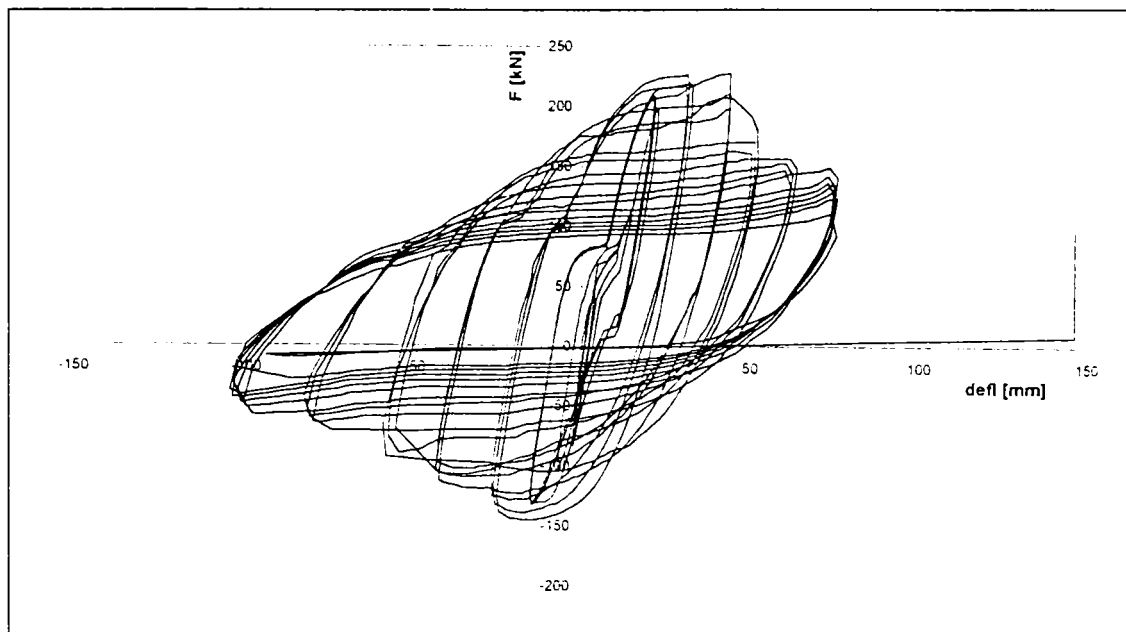


Figura VI.11: Curba încărcare-deplasare

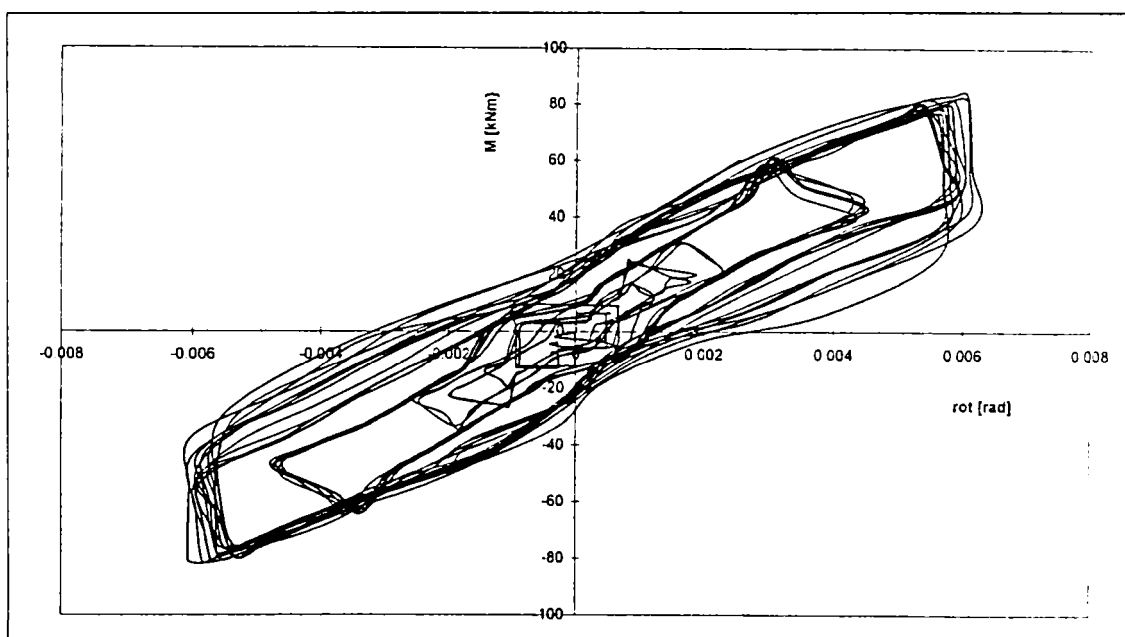


Figura VI.12: Curba moment-rotire

## VI.6 Incercarea de tip impuls - grinzile A5 – A10

### VI.6.1 Caracteristici generale

Pentru a simula încercarea de tip impuls s-a folosit viteza maximă capabilă a instalației, pentru ca echipamentul de înregistrare să poată achiziționa datele, pe o durată relativ scurtă. În acest scop s-au făcut încercări de probă pe grinzile A2 și A3, ale căror rezultate nu sunt semnificative pentru analiza încercării. S-a constatat că aparatura de înregistrare a deformațiilor nu poate fi folosită, astfel încât singura înregistrare posibilă este cea

condusă cu programul HYDROMAX, pentru forța indusă și deplasarea verticală a actuatorului.

Tinând seama de cursa pistonului ( $\pm 100$  mm) s-a hotărât ca încercarea să se facă cu amplitudinea deplasării de 167.6 mm ( $\pm 83.8$  mm pentru fiecare semi-ciclu). Pentru această amplitudine și ținând seama că durate de înregistrare s-a stabilit de 20 sec (minimumul posibil pentru înregistrarea automată), a rezultat o viteză de încărcare:

$$v = \frac{167.6}{20} = 8.38 \text{ (mm/sec)}$$

iar rata deformației specifice, rezultată din relația (V.20) fiind atunci:

$$\dot{\epsilon} = 4 \times 8.38 \frac{180}{150} \frac{1}{1900} = 0.021 \text{ (sec}^{-1}\text{)}$$

Creșterea limitei de curgere, a rezistenței la rupere și a indicelui de curgere (raportul celor două rezistențe) se determină cu relația (V.24a,b):

$$\frac{\sigma_{cd}}{\sigma_c} = 1.46 + 0.0925 \log 0.021 = 1.30$$

$$\frac{\sigma_{rd}}{\sigma_r} = 1.15 + 0.0496 \log 0.021 = 1.067$$

Rezultă:

$$\begin{aligned} \sigma_{cd} &= 220 \times 1.3 = 286 \text{ (N/mm}^2\text{)}, \\ \sigma_{rd} &= 360 \times 1.067 = 384 \text{ (N/mm}^2\text{)} \text{ și} \\ \rho &= \sigma_{rd} / \sigma_{cd} = 1.34 \end{aligned}$$

Teoretic, rezultă așadar o creștere a limitei de curgere de 1.3 ori.

Deoarece din încercarea ciclic alternantă a rezultat că la ciclul cu deplasarea  $\pm 12 \Delta_y$  grinda se degradează total, s-a convenit ca încercarea de tip impuls să se facă cu această deplasare impusă, adică  $\pm 82.8$  mm + 1 mm (corecție), deci amplitudinea menționată mai sus, de 167.6 mm, care s-a luat ca bază pentru cele trei tipuri de încercare:

1 impuls	grinzile A5 și A6,
2 impulsuri	grinda A7,
3 impulsuri	grinda A8.

Pentru a avea o comparație a comportării la diferite nivele de deplasare impusă s-au mai efectuat două încercări cu amplitudinea de 111.4 mm (corespunzătoare ciclului  $\pm 8 \Delta_y$ ):

2 impulsuri	grinda A9,
-------------	------------

3 impulsuri grinda A10.

## VI.6.2 Incercarea cu 1 impuls

Grinda A5 a fost încercată cu viteză mai redusă, pentru a se putea urmări și deformațiile grinzii (deplasare verticală și rotire pe reazem) realizându-se astfel o încărcare quasi-statică. Grinda A6 a fost încercată la viteza maximă, conform paragrafului precedent, astfel încât s-a trasat numai curba forță-deplasare din actuator. Istoria încărcării pentru cele două grinzi este arătată în figura VI.13.

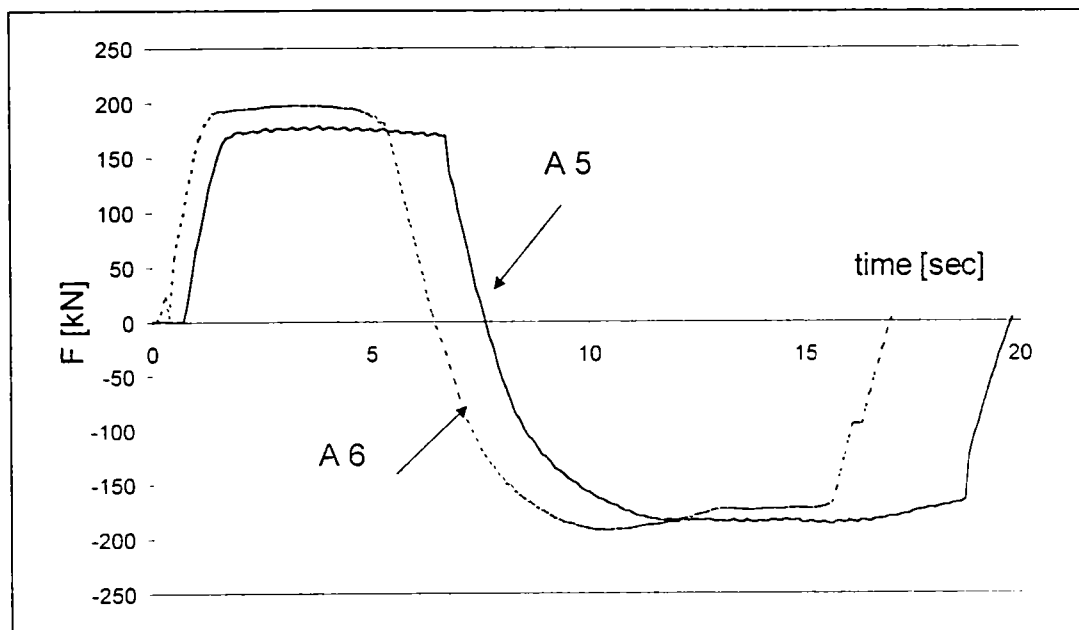


Figura VI.13: Istoria deplasării pentru solicitarea cu 1 impuls

În figurile VI.14 și VI.15 sunt reprezentate diagramele forță-deplasare și moment-rotire pentru grinzi A5 și A6.

În ce privește formarea mecanismului, la ambele grinzi s-a produs un mecanism simetric, cu voalarea locală a tălpilor, la distanță de rigidizarea transversală (fotografiile a-d din anexa D5). Rezultatele obținute arată că la viteză de încărcare mai mare, și nivelul forței este mai mare, în schimb deplasarea verticală este mai mică (Tabel VI.4).

Tabel VI.4: Rezultate – încercarea cu 1 impuls

Grinda		F [kN]	M [kNm]	$\theta$ [rad]	$\eta$ [J]
A5	+	178.60	84.838	0.04017	47.69
	-	186.475	88.575	0.0383	48.107
A6	+	197.754	-	-	62.59
	-	191.895	-	-	75.64

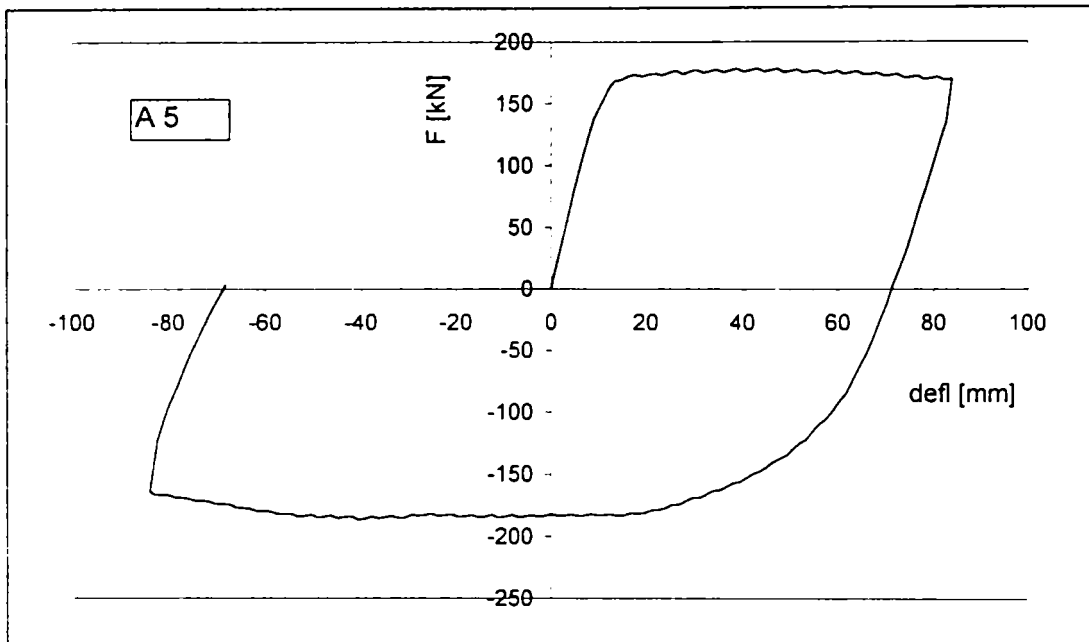


Figura VI.14: Diagrama încărcare-deformație la grinda A5

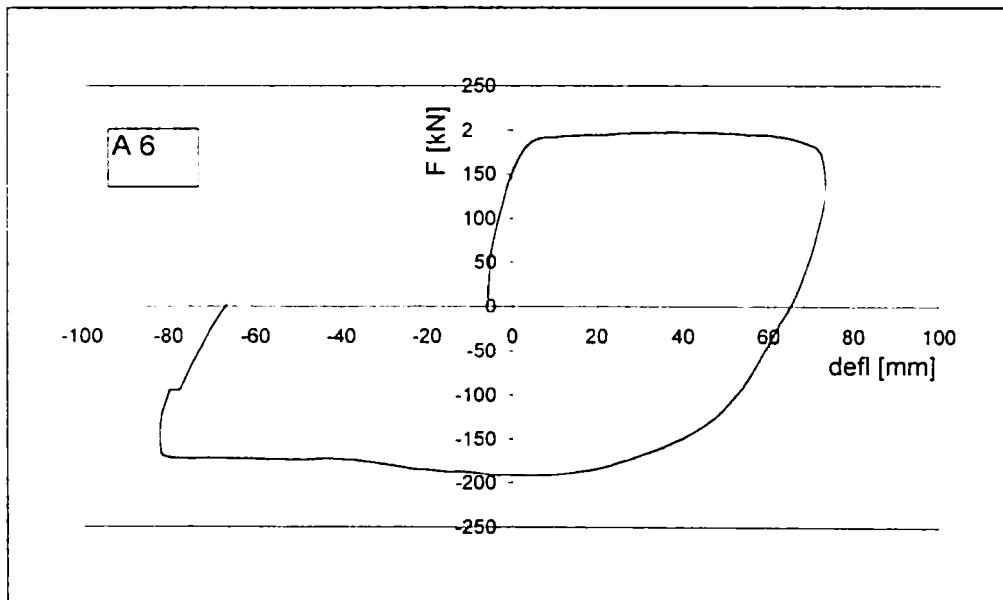


Figura VI.15: Diagrama încărcare-deformație la grinda A6

### VI.6.3 Incercarea cu 2 impulsuri

Diagrama reprezentând istoria încărcării pentru grinzi A7 și A9 este arătată în figura VI.16.

Din curba forță-deplasare (Fig.VI.17) pentru grinda A7 (deplasare impusă  $\pm 83.8$  mm) se constată degradarea puternică la cel de-al doilea impuls. La primul impuls s-au produs succesiv voalările tălpii comprimate. La al doilea impuls pe ramura pozitivă s-a rupt talpa din zona întinsă (inferioară), iar la schimbarea sensului de încărcare s-a rupt și talpa



superioară. Ruperea s-a produs în îmbinarea dintre talpă și inimă, în vecinătatea rigidizării transversale.

Mecanismul de cedare a fost nesimetric, dezvoltat pe o singură parte a rigidizării, acest lucru datorându-se și faptului că forța a acționat excentric față de axul de simetrie al rigidizării, după schimbarea sensului de încărcare. Detalii după încercare sunt prezentate în fotografiile a – d din anexa D6.

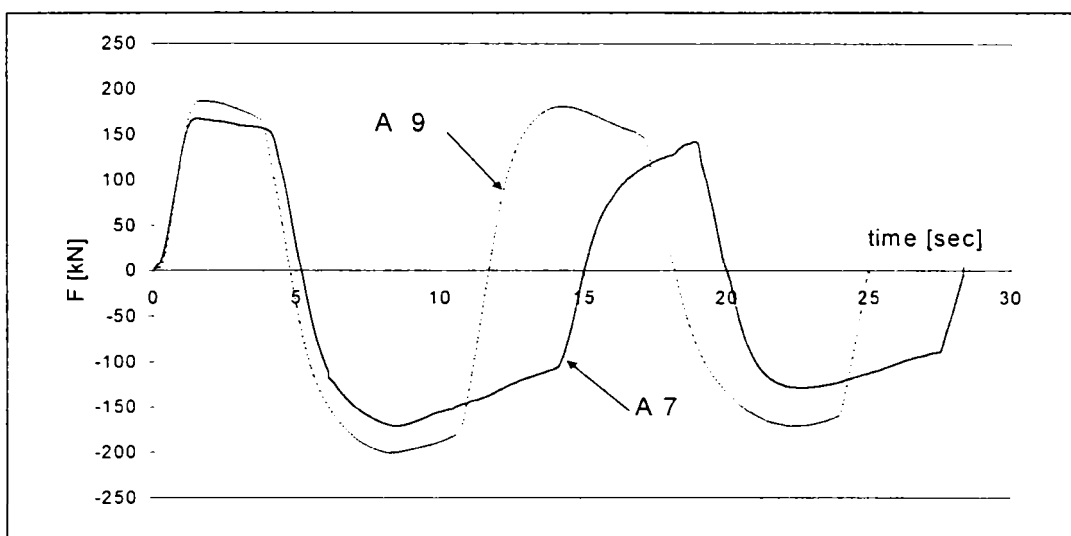


Figura VI.16: Istoria deplasării pentru solicitarea cu 2 impulsuri

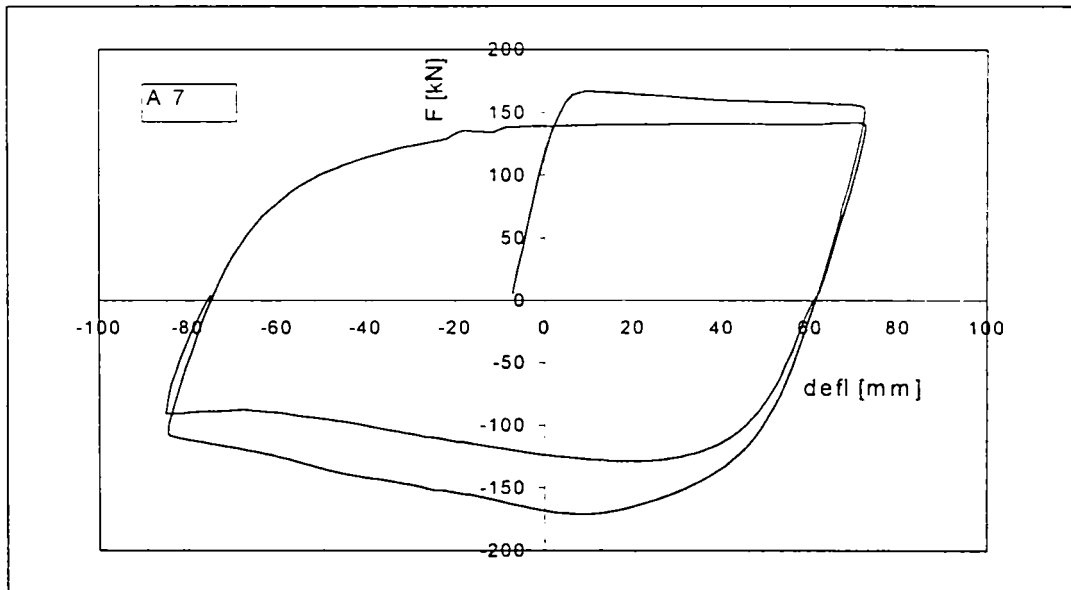


Figura VI.17: Diagrama încărcare-deformație la grinda A7

Grinda A9 a fost încercată la o deplasare impusă de  $\pm 56.2$  mm. Amplitudinea deplasării fiind mai mică decât la A7, nivelul atins de forță a fost mai mare, iar degradarea mai puțin accentuată (Fig. VI.18), producându-se doar fisurarea la îmbinarea dintre talpă și inimă, în tălpile întinse succesiv. În fotografia e din anexa D6 se vede grinda după încercare.

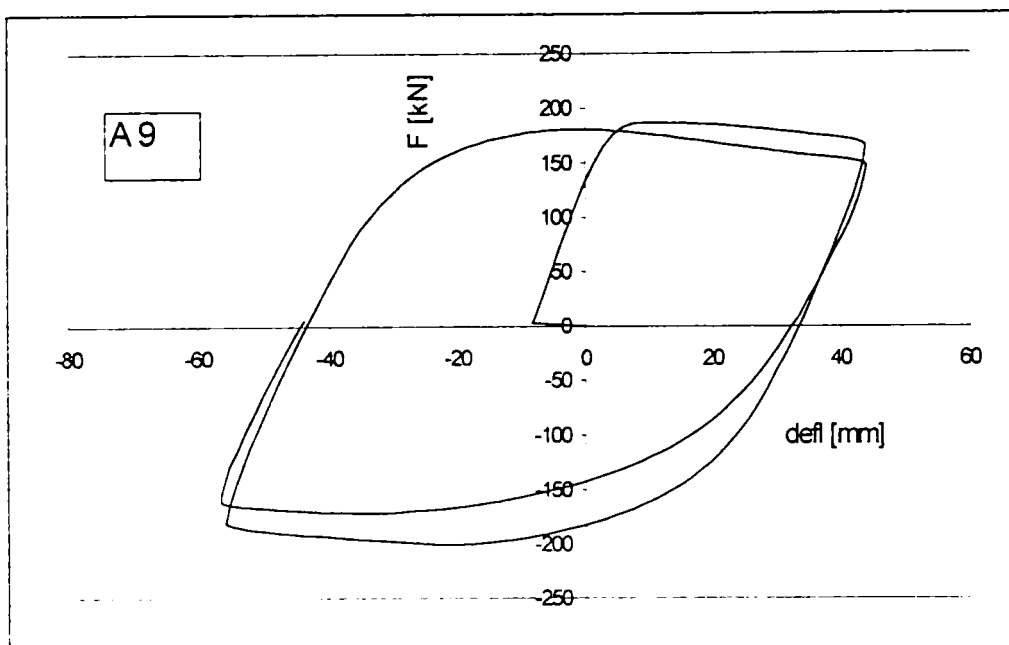


Figura VI.18: Diagrama încărcare-deformație la grinda A9

În tabelul VI.5 sunt prezentate comparativ forțele atinse și energia înmagazinată pentru cele două grinzi, A7 și A9.

Tabel VI.5: Rezultate – încercarea cu 2 impulsuri

Impuls		Grinda A7		Grinda A9	
		F [kN]	$\eta$ [J]	F [kN]	$\eta$ [J]
1	+	167.480	11206	186.523	19715
	-	171.143	19476	200.646	21953
2	+	141.113	36805	180.654	41914
	-	128.906	51570	171.143	72167

#### VI.6.4 Încercarea cu 3 impulsuri

Istoria încărcării pentru solicitarea cu 3 impulsuri succesive aplicate la grinzi A8 și A10 este arătată în figura VI.19.

La grinda A8, cu amplitudinea  $\pm 83.8$  mm, comportarea a fost identică la primele două impulsuri cu cea a grinzii A7. La impulsul 3, grinda s-a rupt practic în două, ruperea din tălpi antrenând și ruperea inimii, după cum se vede în fotografiile a – c din anexa D7. Diagrama încărcare-deformație este arătată în figura VI.20.

La grinda A10, cu amplitudinea  $\pm 56.2$  mm, s-au produs fisuri la îmbinările talpă-inimă, fără ca elementul să se rupă. Diagrama încărcare deformație este prezentată în figura VI.21. iar detaliile după încercare în fotografiile d – g din anexa D7.

Diferențele privind forța atinsă și energia înmagazinată se pot urmări în tabelul VI.6.

Tabel VI.6: Rezultate – încercarea cu 3 impulsuri

Impuls	Grinda A8		Grinda A10		
	F [kN]	$\eta$ [J]	F [kN]	$\eta$ [J]	
1	+	179.200	44.64	186.52	98.02
	-	188.230	86.60	200.68	149.35
2	+	159.670	36.84	181.42	102.399
	-	116.940	14.30	172.143	35.085
3	+	71.780	3.99	146.73	101.08
	-	27.832	5.72	139.65	144.05

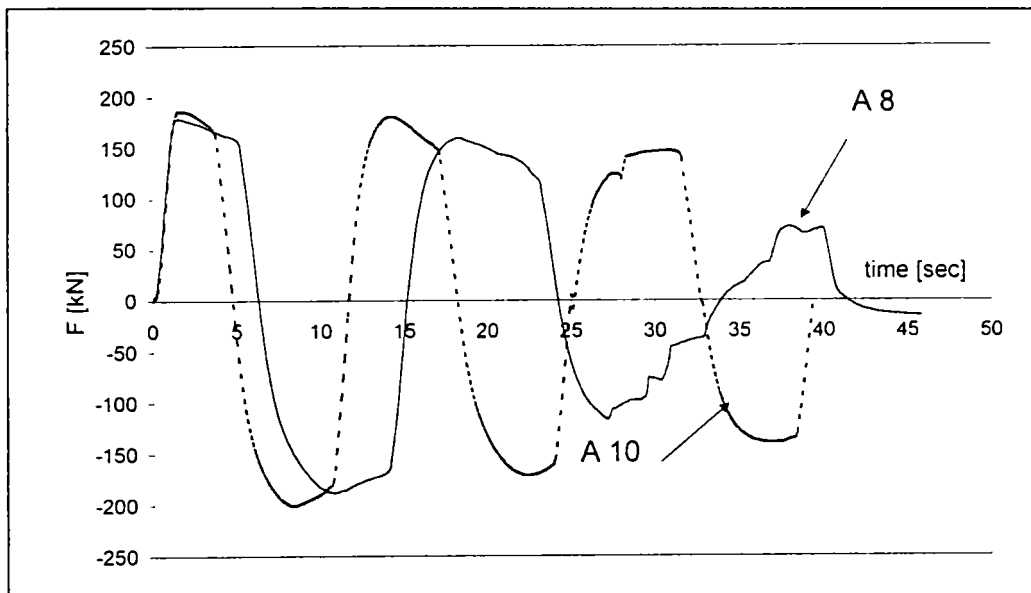


Figura VI.19: Istoria deplasării pentru solicitarea cu 3 impulsuri

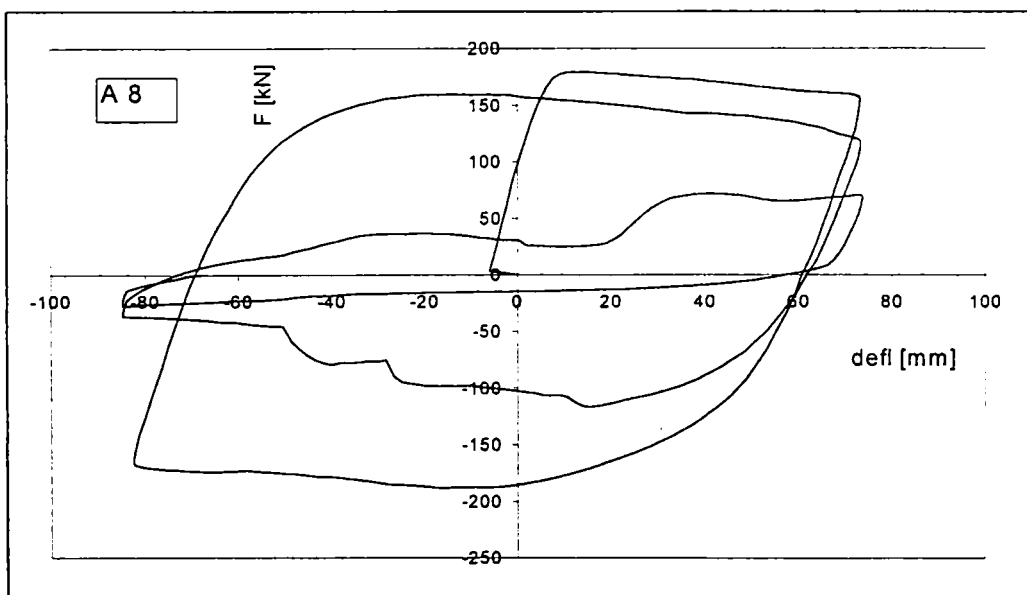


Figura VI.20: Diagrama încărcare-deformație la grinda A8

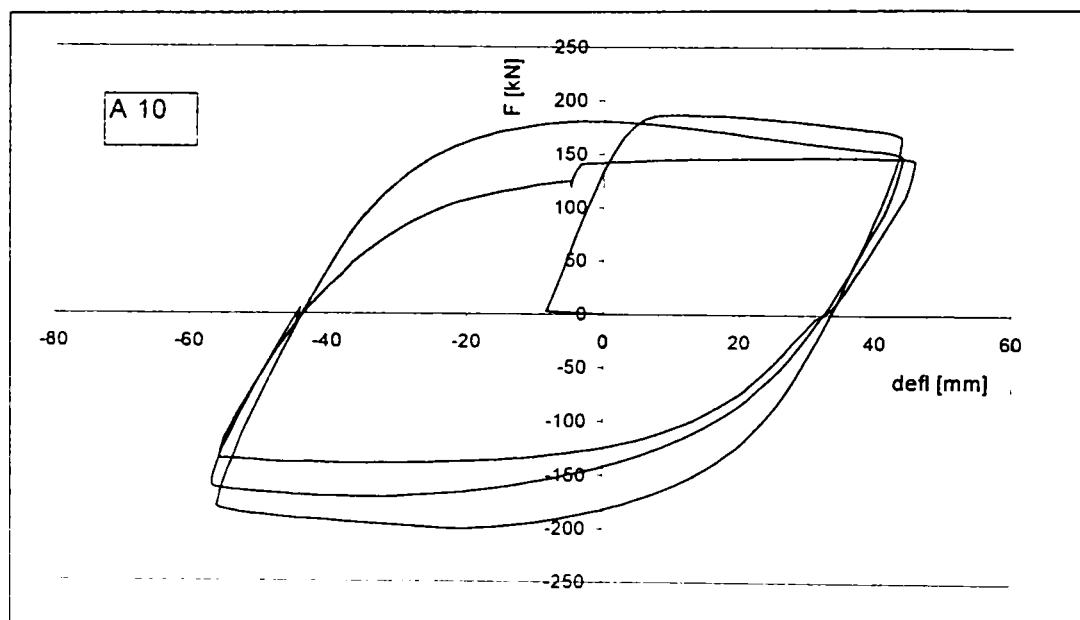


Figura VI.21: Diagrama încărcare-deformație la grinda A10

În anexa D8 sunt arătate fotografiile tuturor grinzilor încercate, grupate pe încercarea monotonă și ciclic alternant (a) și încercarea cu impuls (b).

În figurile a – c din anexa D9 s-au reprezentat diagramele suprapuse pentru 1, 2 și 3 impulsuri, ca și diagrama rezultată din încercarea monotonă, pentru perechile de grinzi A5-A6, A7-A9 și A8-A10. Se observă clar diferența răspunsurilor la deplasările impuse diferite. De asemenea, pentru toate cele trei cazuri, diagrama din încărcarea monotonă este sub cele rezultate din solicitarea de impuls.

## VI.7 Concluzii ale capitolului

În cadrul programului experimental s-au efectuat încercări static monoton, static ciclic-alternant și încercări de tip impuls, pe grinzi cu secțiune I, confecționate din OL 37.

Încercarea static monotonă a servit în principal pentru determinarea limitei elastice de deformare, cu care s-a determinat amplitudinea ciclurilor la încercarea ciclic-alternantă.

Încercarea statică ciclic-alternant s-a desfășurat conform recomandărilor de încercare ECCS. Caracteristicile rotirii exprimate prin capacitatea de rotire plastică ultimă au diferit foarte mult la cele două grinzi,  $R = 5.3$  (A1) și  $R = 17.66$  (A4), acest lucru datorându-se diferențelor dintre amplitudinile deplasărilor impuse (Tabel VI.1).

S-a constatat că tipul de mecanism a diferit la cele două grinzi, la grinda A1 mecanism în plan, la A4, mecanism în afara planului.

Încercarea de tip impuls a urmărit în principal evaluarea calitativă a comportării grinzilor la solicitarea de 1 impuls, 2 și 3 impulsuri alăturate, cu aceeași amplitudine de deplasări impuse. Acest tip de solicitare nu a permis din păcate înregistrarea cantitativă a deformațiilor grinzii (deplasări verticale și rotiri pe reazem), înregistrându-se numai caracteristicile de bază din actuator.

Amplitudinea deplasării impuse a fost determinată de cursa pistonului, rezultând 167.6 mm, ceea ce corespunde la o deplasare de  $\pm 12 \Delta_y$ .

Viteza de încărcare maximă a fost condiționată de caracteristicile tehnice ale instalației, pentru amplitudinea aleasă fiind necesară o perioadă  $T = 20$  sec, pentru a fi posibilă achiziționarea datelor în programul HYDROMAX.

Pentru viteza de încărcare realizată s-a calculat rata deformației specifice și creșterea limitei de curgere, a limitei de rupere și a indicelui de curgere.

Pentru a avea un termen de comparație al comportării s-au efectuat și încercări cu amplitudine redusă, corespunzând unei deplasări de  $\pm 8\Delta_y$ .

Curbele obținute (anexa D9) au fost suprapuse pentru fiecare tip de solicitare realizat, relevând comportarea foarte diferită funcție de nivelul deplasării impuse.

Fiind primele încercări de tip impuls efectuate, comparând chiar cu literatura de specialitate se poate considera că au furnizat date relevante, trecând peste căutările și ezitățile fiecărui început.

## VI.8 Bibliografie

- 6.1 INCERC-Filiala Timișoara (1997). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat. Contract 9/96, faza A 83.3-97: Cercetări experimentale a unor elemente din oțel supuse acțiunilor dinamice în vederea testării ductilității materialului
- 6.2 ECCS TWG 1.3 (1986). Recommended testing procedure for assessing the behaviour of structural steel elements under cyclic loads, No.45-86
- 6.3 INCERC-Filiala Timișoara (1998). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat. Contract 9/96, faza A 92.2-98: Proiectarea și confecționarea elementelor metalice experimentale
- 6.4 INCERC-Filiala Timișoara (1997). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat. Contract 9/96, faza A 83.1-97: Studiu privind influența limitei de elasticitate asupra comportării la încovoiere și la întindere a oțelului de construcții la solicitări statice și dinamice
- 6.5 INCERC-Filiala Timișoara (1998). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat. Contract 9/96, faza A 92.3-98: Cercetări experimentale asupra unor elemente metalice supuse la solicitări ciclice și dinamice de tip șoc
- 6.6 INCERC-Filiala Timișoara (1999). Protecția antiseismică a structurilor de construcții. Cercetări teoretice și experimentale pentru caracterizarea mișcărilor de tip Banat. Contract 9/96, faza A 51.1-99: Cercetări experimentale pe elemente metalice supuse la solicitări dinamice de tip impuls

- 6.7 G Mateescu (1999). Cercetări experimentale a unor grinzi metalice cu secțiune I supuse la solicitări dinamice de tip impuls. Referat 2 pentru pregătirea la doctorat
- 6.8 V.Gioncu, G.Mateescu, D.Petcu, A.Anastasiadis (2000). Prediction of available ductility by means of local plastic mechanism method: DUCTROT computer program. Moment Resistant Connections of Steel Building Frames in Seismic Areas, ed.F.M.Mazzolani, London, E&FN SPON
- 6.9 INCERC-Timișoara (1999). Soluții eficiente pentru protecția structurilor metalice în regim de solicitări seismice de tip Banat. Faza 52.1: Studiul diferitelor mecanisme de cedare pentru determinarea capacității de rotire, septembrie 1999
- 6.10 C.J.Earls (1999). Factors influencing ductility in high performance steel I-shaped beams. Stability and Ductility of Steel Structures, SDSS'99, 9-11 September 1999, Timisoara (eds.Dubină and Ivanyi), Elsevier Science, Amsterdam
- 6.11 V.Gioncu, F.M.Mazzolani (1997). Simplified approach for evaluating the rotation capacity of double T steel sections. Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas STESSA '97 (eds.F.M.Mazzolani and H.Akiyama), 3-8 August Kyoto, Japan
- 6.12 G.Mateescu, V.Gioncu (2000). Member response to strong pulse seismic loading. Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas. Proceedings of the Third International Conference STESSA '2000, Montreal Canada, 21-24 August 2000 (eds.F.M.Mazzolani, R.Trambley)
- 6.13 G.Mateescu, V.Gioncu (2000). Steel member response to pulse seismic loading. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Metal Structures, Timisoara, Romania, 19-22 October 2000 (ed.M.Ivan), Editura Orizonturi Universitare

## **Capitolul VII**

### **CONCLUZII**





## VII 1 Concluzii

Lucrarea prezentată mai sus a fost consacrată studiului comportării unor elemente structurale din oțel la acțiuni seismice.

Lucrarea a avut drept scop următoarele obiective:

- un studiu asupra tipurilor și caracteristicilor mișcărilor seismice, particularizând analiza cutremurelor epicentrale bănățene. Determinarea acceelerogramelor artificiale pentru impuls de viteză orizontal și vertical și construirea spectrelor pentru diferiți coeficienți de asimetrie și diferite perioade fundamentale ale terenului;
  - studiul caracteristicilor care definesc ductilitatea oțelului cu efect asupra comportării de ansamblu a elementelor și a structurii și evaluarea capacității de deformare, de ductilitate și sensibilitatea la rupere fragilă;
  - studiul comportării unor structuri metalice în cadre cu 3 și 6 etaje, la acțiuni orizontale și verticale. Testări numerice folosind înregistrarea din 21 iulie 1991, Timișoara, pentru confirmarea ipotezelor privind comportarea structurii la acțiunea cutremurelor de suprafață, aproape de sursă. Testări numerice folosind accelerograme artificiale orizontale și verticale pe aceleași tipuri structuri. Analiza comportării la solicitări de tip impuls de viteză;
  - program experimental pe 10 grinzi metalice din OL 37 cu secțiune I alcătuită prin sudare în atelier, la solicitări de tip impuls de viteză cu un singur impuls, două, respectiv trei impulsuri alăturate, cu amplitudini diferite. Determinarea capacității de rotire a grinzii și observații privind mecanismul de cedare.
- Catalogul cutremurelor bănățene cuprinde peste 3500 seisme cu focare distribuite pe teritoriul vestic, sud-vestic al țării, percepute de locuitori în perioada 1766 – 2000. Zona seismogenă Banat se caracterizează prin multitudinea surselor active și potențial active. Din analiza ultimelor cutremure rezultă că sursele potențiale cele mai active pot fi grupate în următoarele zone: Banloc-Jimbolia-Timișoara, Băile Herculane-Orșova, Arad-Maşloc-Sînicolaul Mare și Moldova Nouă-Oravița. Este de semnalat faptul că înainte de 1901 au fost relevante mișcările din partea nordică și sudică a Banatului, după 1901 zona centrală (Banloc-Timișoara-Jimbolia) devine cea mai activă. În ultimul deceniu s-a reactivat focarul din zona Banloc-Voiteg, cele mai puternice și numeroase cutremure fiind înregistrate în anul 1991. Această activitate seismică a și condus de altfel la modificarea hărții de zonare seismică a teritoriului țării. Astfel, în noua versiune a normativului de proiectare antiseismică (P100-92) teritoriul de vest-sud-vest este încadrat în zona D referitor la valorile coeficientului  $k_s$  (versiunea P100-91 prevedea zona E).

Cutremurele bănățene se încadrează în categoria celor de tip intraplacă, mișcări care se produc în interiorul aceleași plăci tectonice. Aceste mișcări se datorează fie ruperii din încovoiere sau tăiere a plăcii, fie lunecărilor produse de faliile existente. Ca tipologie,

intensitate și caracteristici principale, cutremurile bănățene se încadrează în categoria celor mai frecvente cutremure din aria mediteraneană (fig.I.7) atât în ce privește magnitudinea cât și adâncimea focarului.

Cea mai pregnantă caracteristică a acestor cutremure din punct de vedere seismologic este adâncimea redusă a focarelor, de obicei între 4 și 15 (20) km. Consecința directă a adâncimii reduse a focarului este scăderea rapidă a intensității o dată cu creșterea distanței față de epicentru. Din cauza adâncimii reduse, avariile cele mai puternice se produc în zona epicentrală, zonă cuprinsă pe o rază aproximativ egală cu adâncimea focarului.

O altă caracteristică a acestor cutremure o constituie intervalele de recurență mari, datorită faptului că un număr mare de focare sunt activate într-o anumită perioadă, pentru ca apoi să devină inactive perioade lungi de timp. Se constată o permanentă migrare a focarelor. Formula de recurență pentru seismele bănățene este dată de relația (III.5).

Cea mai importantă caracteristică din punct de vedere al inginerului proiectant este faptul că seismele bănățene sunt de tip impuls de viteză și deplasare, în zona epicentrală având maximum 1-2 cicluri importante și durată scurtă. Accelerogramele înregistrate la Banloc în timpul cutremurelor din 1991, 1994, 1995, 1996 arată clar caracterul de impuls de viteză și de deplasare, cu un număr redus de cicluri semnificative (Anexa A4a,b; A6a,b,c; A7a,b; A8a,b; A9a,b,c). Înregistrările efectuate în Timișoara arată modificarea caracteristicilor mișcării o dată cu creșterea distanței epicentrale, accelerațiile reducându-se mult, iar durata, perioada de vibrație și numărul de cicluri fiind mai mari (Anexa 3a,b; A5,a,b).

Perioadele de vibrație, în special cele pentru impulsul de viteză sunt relativ scurte, dar se observă și perioade de vibrație mai mari, în special în cazul terenurilor slab consolidate și evident, așa cum s-a spus mai sus, o dată cu creșterea distanței epicentrale.

Componentele verticale ale mișcărilor seismice de suprafață sunt importante ca ordin de mărime, ele putând acționa simultan cu cele orizontale, dar impulsurile verticale au perioade mai scurte decât cele orizontale. O constatare deosebit de importantă pentru comportarea structurilor este aceea că perioadele proprii verticale ale structurilor corespund cu perioadele de mișcare verticală, ceea ce conduce la amplificări importante pe verticală.

Cutremurele puternice sunt însoțite de un număr mare de replici, fapt constatat și la seismele din 1991, intensitatea acestora scade însă în timp.

Modelarea mișcării seismice de tip impuls de viteză (fig.IV.2) s-a făcut pentru o variație a impulsului de viteză  $\alpha$  ( $v_{\max}/v_{\min}$ ) egal cu 1.6, 1.0 și 0.6 și durate ale impulsului de la 0.1 la 1sec pentru acțiunea orizontală, respectiv 0.05 până la 0.5 sec pentru cea verticală. S-au determinat spectrele elastice artificiale pentru diferite durate ale impulsului și mărimi ale asimetriei.

Spectrele elastice atât pentru acțiunea orizontală cât și pentru cea verticală au marcat amplificări importante în zona perioadelor mici și amplificări reduse în afara zonelor de rezonanță. Comparația cu spectrul propus în EC8 pentru acțiunile orizontale (fig.IV.9-IV.11) arată că în perioada perioadelor mici acesta este descoperit în toate cele trei cazuri de asimetrie ale impulsului. Aceeași constatare este valabilă și pentru spectrele elastice verticale (fig.IV.22-IV.24).

Mișcarea seismică de tip impuls se caracterizează nu numai printr-un singur impuls puternic, ci chiar două sau mai multe impulsuri succesive așa cum rezultă din înregistrările unor cutremure cunoscute în lume (Anexa B1 - B4). Spectrele artificiale construite pentru 1 impuls, 2 impulsuri alăturate și două impulsuri la distanța de 1 sau 5 sec au arătat de asemenea amplificările mari în domeniul perioadelor reduse ale structurii. Amplificarea maximă s-a obținut pentru două impulsuri alăturate (fig.IV.25).

- Perfecționarea tehnologiei de fabricație a făcut ca valorile reale ale caracteristicilor oțelului să fie sensibil mai mari de cât cele prescrise. Acest fapt are consecințe favorabile asupra capacității portante ale elementelor din structurile metalice. Dar, o împrăștiere prea mare a limitei de curgere poate conduce la imposibilitatea de a dirija formarea articulațiilor plastice și în consecință să nu apară mecanismul plastic favorabil, care să disipeze energia indusă.

Tinând seama de acest aspect, unele norme iau măsuri de siguranță, (EC8, de exemplu, prevede ca valoarea reală a limitei de curgere să poată depăși cu cel mult 10% valoarea minimă prescrisă), dar este discutabil dacă aceste măsuri sunt suficiente pentru a controla modul în care cedează structura.

Structurile proiectate să reziste la cutremure puternice se dimensionează astfel ca articulațiile plastice să nu se concentreze într-o singură zonă a structurii, ci să fie distribuite în întregul sistem reprezentat de stâlpi puternici-grinzi slabe, întrucât formarea unui număr cât mai mare de articulații plastice reduce capacitatea de rotire necesară a articulației individuale.

Controlul mecanismului este însă cu atât mai dificil cu cât limita de curgere variază între limite foarte largi. În cazul conceptului de dimensionare în care se prevede dezvoltarea articulațiilor plastice la capetele grinzilor, în vecinătatea îmbinărilor cu stâlpii se cere astfel pentru stâlpi o rezistență ridicată, dacă limita de curgere a materialului grinzii nu are o valoare superioară.

Pentru descrierea comportării la curgere este folosită în prezent limita inferioară, aceasta mai ales datorită factorilor care influențează determinarea experimentală a limitei superioare: mărimea și forma probei, modul de realizare a încăstrării, starea suprafețelor. Experimental s-a constatat că acțiunea acestor factori conduc la diminuarea limitei superioare, chiar până la anularea ei.

În lucrare se analizează cercetările teoretice și experimentale privind variația limitei de curgere și formulările pentru limita de elasticitate superioară  $R_{eH}$  (rel.II.8) și cea inferioară  $R_{eL}$  (II.14). În ceea ce privește evaluarea capacității de deformare a diferitelor calități de oțel, se analizează: oțelul de construcții și noua generație (Japonia, SUA), oțelurile de înaltă performanță, obținute prin procedee termo-mecanice.

Un alt parametru care influențează caracteristicile mecanice este temperatura. Limita de curgere crește cu scăderea temperaturii. Rezistența la rupere este afectată în măsură mai mică.

Prezența unor suduri este de asemenea un factor care duce la creșterea limitei de curgere, nu însă și a celei de rupere, în zona influențată termic. Ca urmare, indicele de curgere  $\rho_y$  crește și deci materialul este mai puțin ductil în acea zonă.

O influență defavorabilă asupra ductilității o are viteza de încărcare. Caracterul dinamic al acțiunilor seismice are ca efect reducerea ductilității. O dată cu creșterea ratei de deformare,  $\dot{\epsilon} = d\epsilon / dt$ , crește atât limita de curgere cât și cea de rupere. Creșterea fiind mai mare pentru limita de curgere decât cea de rupere, indicele de curgere  $\rho_y$  crește o dată cu creșterea lui  $\dot{\epsilon}$ .

O problemă importantă privind ductilitatea oțelului o reprezintă caracterul ruperii. Aceasta poate fi ductilă, dacă are loc după o deformare plastică extinsă și însoțită de propagarea lentă a fisurilor, sau fragilă, cu dezvoltare rapidă a fisurilor și disipare redusă de energie. Dacă în cazul încărcărilor statice repetate se poate vorbi de rezistența la oboseală a oțelului, în cazul solicitărilor de tip impuls, la unul sau două cicluri succesive - așa cum s-a văzut este cazul acțiunilor seismelor de suprafață - ruperea se produce brusc, neexistând practic posibilitatea ductilității plastice a materialului. Considerăm că definirea ca "oboseală la un număr redus de cicluri", așa cum apare deseori în literatură este improprie, deoarece caracterul ruperii în acest caz este mai degrabă de tip fragil.

Temperatura și rata de deformare sunt de asemenea factori importanți care influențează caracterul ruperii. Temperatura cea mai înaltă la care se produce ruperea în manieră fragilă se definește ca temperatura de ductilitate nulă, NDT (nil-ductility temperature), iar temperatura la care se elimină riscul de rupere fragilă în domeniul plastic se definește ca temperatură de tranziție în domeniul plastic, FTP (fracture-transition plastic) dată de relația (II.39).m Rezultă că în cazul structurilor sudate,  $FTP = -20 \text{ }^\circ\text{C} \div 0 \text{ }^\circ\text{C}$ , așadar riscul ruperii fragile este cât se poate de real pentru structurile care se află în aer liber.

- Comportarea elementelor nu poate fi disociată de comportarea globală a structurii, de aceea s-au efectuat testări numerice pe cadre din oțel OL 37, alcătuite din profile europene cu tălpi late din seria HE-B pentru stâlpi și IPE pentru grinzi, cu 3 (C3) și 6 (C6) niveluri.

Pentru analiză s-a folosit accelerograma din 12 iulie 1991, Timișoara, la circa 40km față de epicentru, cu un vârf de accelerație de 328.4 cm/sec (Anexa A11). Cu relația de

atenuare (III.11) s-au calculat accelerațiile corespunzătoare stării limită ultime și de exploatare pentru diferite distanțe ale amplasamentului față de epicentru.

S-au reprezentat deplasările absolute și relative pentru distanțele și accelerațiile considerate, și de asemenea variațiile deplasării la vârf, în funcție de distanța epicentrală. S-a reprezentat evoluția articulațiilor plastice și deplasările la vârf, respectiv accelerația atinsă la formarea mecanismului. Pentru reprezentarea deplasărilor absolute și relative s-a selectat analiza pentru distanța de 40 km față de epicentru (orașul Timișoara).

Examinare diagramelor de deplasări absolute și relative precum și evoluția structurii până la formarea mecanismului au evidențiat următoarele aspecte:

- atât la cadrul C3, cât și la C6 se observă clar influența modurilor superioare (anexa A19, A21);
- deplasările limită prevăzute în P100-92 nu pot fi respectate pentru starea limită ultimă, dar sunt verificate pentru starea limită de exploatare (anexa A12-A15);
- se constată o amortizare importantă a deplasărilor în raport cu creșterea distanței epicentrale (anexa A16, A17);
- structurile s-au proiectat pentru o încărcare corespunzătoare primului mod de vibrație, iar dimensiunile s-au ales astfel ca mecanismul global să se formeze în acest mod. Din cauza modurilor superioare, care schimbă distribuția acțiunilor pe înălțime, se constată că structurile rămân elastice până la accelerațiile corespunzătoare stării limită ultime;
- analiza time-history până la formarea mecanismului a arătat că primele articulații plastice s-au format la partea superioară a structurii, la valori ale accelerațiilor de 1.9 ori mai mari decât cele corespunzătoare stării limită ultime; mecanisme s-au produs la accelerații de 3.22 (C3), respectiv 5.71 (C6) ori mai mari.

O altă testare numerică s-a referit la analiza acelorași structuri supuse la acțiunea unui cutremur artificial de tip impuls de viteză orizontal și vertical. Testările numerice s-au făcut pentru aceleași două cadre metalice C3 și C6.

S-a considerat un cutremur artificial de tip impuls de viteză orizontal cu durata impulsului  $T_1 = 0.20; 0.50; 1.00$  sec și coeficientul de asimetrie  $\alpha = 1.6; 1.0; 0.6$ , respectiv  $T_1 = 0.15; 1.00$  sec pentru acțiunea verticală. Perioada fundamentală pentru mișcarea verticală este  $T_1 = 0.081$  sec (IV.13b), mult mai mică decât perioadele orizontale.

S-au reprezentat deplasările laterale pentru cele trei nivele ale cadrului C3, pentru  $T_1 = 0.2$  sec și coeficienții de asimetrie considerați (anexa B5-B7), și istoria formării articulațiilor plastice (anexa B8-B10) pentru impulsul de viteză orizontal. Rezultatele pentru impulsul de viteză vertical sunt date în anexa B11, B12.

Pentru solicitarea la impuls orizontal se observă:

- la durată scurtă a impulsului este afectată partea superioară a cadrului, la durate mai mari, articulațiile plastice afectează mai întâi zona inferioară;
- mecanismele de cedare sunt cele de nod;
- cu toate că dimensionarea cadrului s-a făcut astfel ca în stâlpi să nu apară articulații plastice, la acțiunea de tip impuls acestea se formează și la capetele stâlpilor;



- formarea mecanismului de cedare corespunde colapsului structurii, în lipsa forțelor de revenire.

În cazul cadrului cu 6 niveluri, C6, primele articulații plastice apar de asemenea la vârful structurii, producându-se un mecanism de nivel la ultimul etaj urmat de mecanisme de nod și în final, un mecanism global combinat cu mecanisme de nod.

La acțiunea impulsului vertical, articulațiile plastice se formează mai întâi în stâlpul marginal parter, continuându-se pe înălțimea etajelor, apoi în stâlpii de mijloc, de asemenea succesiv pe înălțime o dată cu creșterea multiplicatorului accelerației și apoi, în ultimul șir de stâlpi.

Testările numerice pe cadrul cu 3 niveluri, solicitat de acțiuni verticale au arătat că cel mai important efect este creșterea cu până la 100% a eforturilor axiale din stâlpii de la baza construcției, ceea ce duce la o creștere semnificativă a efectelor de ordinul doi. De asemenea, coeficienții de reducere prin amortizare sau disipare de energie plastică sunt mult mai reduși decât în cazul mișcărilor orizontale. Astfel, forțele verticale pot fi mai mari decât cele orizontale.

- Programul experimental s-a efectuat cu instalația de încercare Hydromax (la departamentul de construcții metalice și mecanica structurilor), care este destinată încercărilor de tip ciclic alternant. Din această cauză, la încărcarea static monotonă și cea ciclic alternant, rezultatele experimentale, respectiv capacitatea de rotire au putut fi comparate cu cele determinate prin calcul în paragraful V.3.3. Încercarea de tip impuls a evidențiat modul de cedare și mecanismul ruperii, fără a se putea determina caracteristicile rotirii de secțiune, instalația și programul aferent nepermițând achiziția de date la viteză mare de solicitare.

Încercarea static monotonă a servit în principal pentru determinarea limitei elastice de deformare, cu care s-a determinat amplitudinea ciclurilor la încercarea ciclic-alternantă.

Încercarea ciclic-alternantă s-a desfășurat conform recomandărilor de încercare ECCS. Caracteristicile rotirii exprimate prin capacitatea de rotire plastică ultimă au diferit foarte mult la cele două grinzi,  $R = 5.3$  (A1) și  $R = 17.66$  (A4), acest lucru datorându-se diferențelor dintre amplitudinile deplasărilor impuse (Tabel VI.1).

S-a constatat că tipul de mecanism a diferit la cele două grinzi, la grinda A1 mecanism în plan, la A4, mecanism în afara planului.

Încercarea de tip impuls a urmărit în principal evaluarea calitativă a comportării grinzilor la solicitarea de 1 impuls, 2 și 3 impulsuri alăturate, cu aceeași amplitudine de deplasări impuse. Acest tip de solicitare nu a permis din păcate înregistrarea cantitativă a deformațiilor grinzii (deplasări verticale și rotiri pe reazem), înregistrându-se numai caracteristicile de bază din actuator.

Amplitudinea deplasării impuse a fost determinată de cursa pistonului, rezultând 167.6 mm, ceea ce corespunde la o deplasare de  $\pm 12 \Delta_y$ . Viteza de încărcare maximă a fost condiționată de caracteristicile tehnice ale instalației, pentru amplitudinea aleasă fiind necesară o perioadă  $T = 20$  sec, pentru a fi posibilă achiziționarea datelor în programul HYDROMAX. Pentru a avea un termen de comparație al comportării s-au efectuat și încercări cu amplitudine redusă, corespunzând unei deplasări de  $\pm 8\Delta_y$ .

Pentru viteza de încărcare realizată s-a calculat rata deformației specifice și creșterea limitei de curgere, a limitei de rupere și a indicelui de curgere. Teoretic a rezultat o creștere a limitei de curgere de 1.3 ori (pct.VI.1).

Mecanismul de cedare al grinzilor încercate a fost următorul:

- la încercarea cu 1 impuls, la ambele grinzi s-a produs un mecanism simetric, cu voalarea locală a tălpilor (anexa D5a-D5d);

- la încercarea cu 2 impulsuri, mecanismul de cedare a fost nesimetric, dezvoltat pe o singură parte a rigidizării, corespunzând modului 2 de cedare (anexa C4) în care flambajul local al tăpii și flambajul global al secțiunii sunt cuplate, evidențiindu-se zona de plasticizare. La grinda A7 solicitată la amplitudine maximă, mecanismul plastic al tăpii comprimate a fost complet. Talpa superioară comprimată mai întâi s-a rupt în zona voalată (anexa D6d). La grinda A9 solicitată la amplitudine mai mică, degradarea s-a produs doar prin fisurare la îmbinarea dintre talpă și inimă, în tăpile întinse succesiv.

- la încercarea cu 3 impulsuri s-a produs ruperea grinzii pe toată secțiunea la grinda A8 (anexa D7a) solicitată la amplitudine maximă, degradarea puternică la ultimul impuls fiind evidențiată și de curba încărcare-deformație (fig.VI.20). În schimb la grinda solicitată cu amplitudine redusă s-au produs numai fisuri în îmbinările talpă-inimă.

Din curbele suprapuse (anexa D9) și comparate de fiecare dată cu curba pentru solicitarea monotonă au relevat comportarea foarte diferită funcție de nivelul deplasării impuse. De asemenea se constată pierderea capacității de rotire în special la solicitarea cu 3 impulsuri.

Nu există un termen de comparație între solicitarea de tip impuls și solicitarea ciclic-alternantă, cunoscută din literatură sau din cercetările proprii anterioare. Totuși, se observă că și la solicitarea de tip impuls, flambajul plastic pornește cu un flambaj în plan, dar datorită reducerii rigidității laterale se produce și un flambaj lateral. Chiar dacă nu s-a putut trasa curba moment-rotire, degradarea curbei încărcare-deformație confirmă interacțiunea acestor două moduri de flambaj.

## VII.2 Contribuții personale

Scopul principal al lucrării a fost de a analiza comportarea elementelor structurale din oțel la mișcările terenului în zona epicentrală a surselor seismice de suprafață. Lucrarea are la bază rezultatele teoretice și experimentale recente, elaborate în special în urma seismelor devastatoare din SUA (Northridge) și Japonia (Kobe), care au dat un nou impuls cercetării și dorinței de îmbunătățire a codurilor de proiectare.

Dintre contribuțiile personale se remarcă următoarele:

- Sinteza materialului bibliografic din literatura actuală și din fazele contractelor de cercetare la INCERC-Timișoara în perioada 1993-2000;
- Analiza detaliată a parametrilor mișcării seismice din zona epicentrală a seismelor de suprafață, de tip Banat;
- Construirea modelelor artificiale de tip impuls de viteză orizontal și vertical;
- Determinarea spectrelor de accelerație pentru mișcarea corespunzătoare diferitelor tipuri de impuls de viteză;
- Construirea accelerogramelor artificiale pentru zona Banat, pentru diferite perioade proprii ale mișcării și asimetrie a impulsului;
- Prezentarea sintetică a problemelor de ductilitate de material în corelație cu ductilitate de secțiune și element;
- Verificarea concluziilor teoretice prin testări numerice de analiză biografică neliniară pe cadre metalice necontravântuite la solicitări de tip seism bănățean: accelerogramă înregistrată și accelerograme artificiale;
- Program experimental original la solicitări de tip impuls și concluzii privind mecanismul de cedare.

## VII.3 Perspective

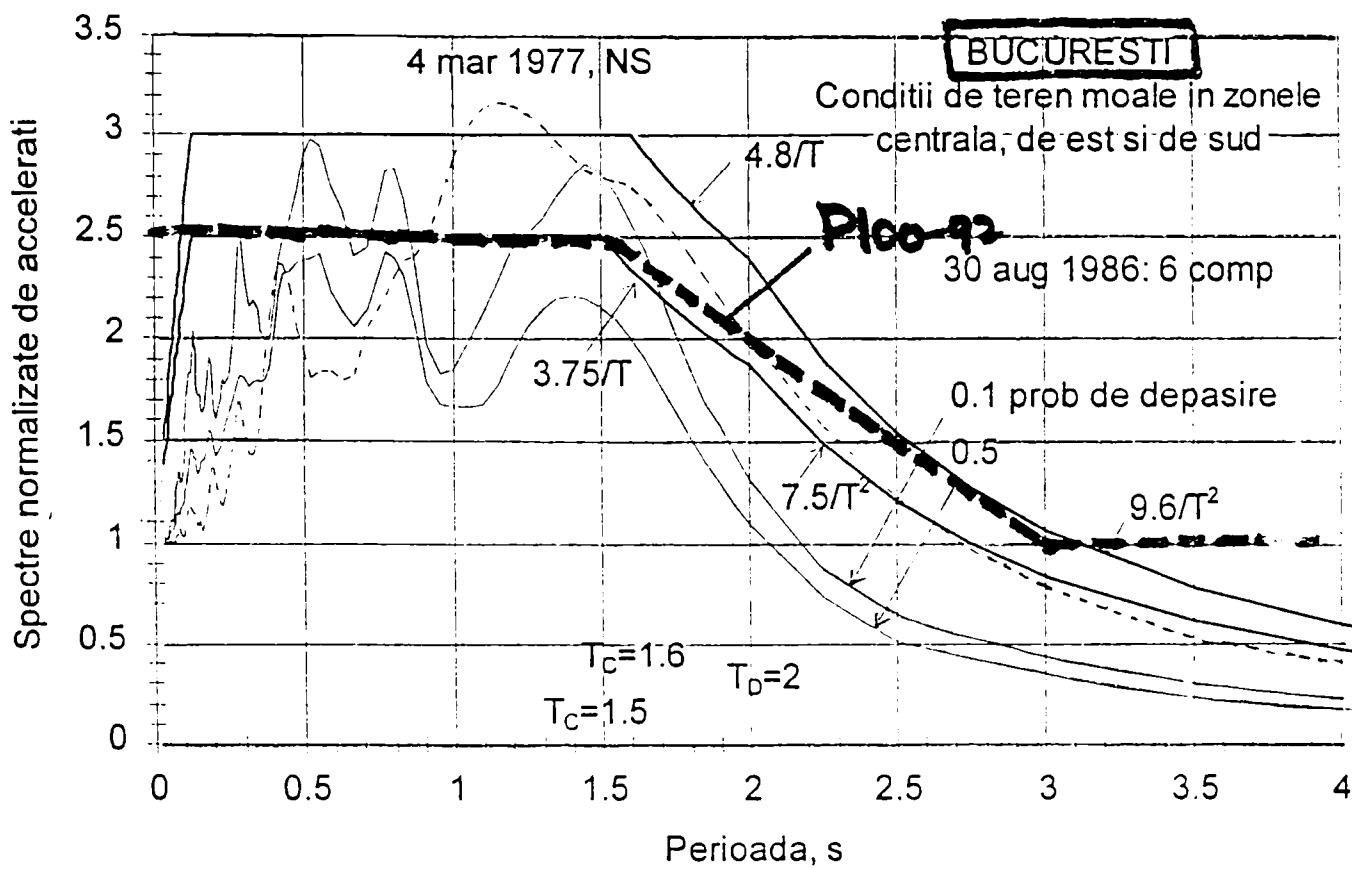
Continuarea cercetărilor se pot situa la următoarele nivele:

O primă direcție ar consta în extinderea cercetării privind proiectarea structurilor metalice la nivele multiple, ținând seama de caracteristicile mișcării seismice și nivelul de performanță acceptat.

O a doua direcție o reprezintă studii pentru completarea normativului P100-92 cu prevederi specifice pentru zona seismică bănățeană.



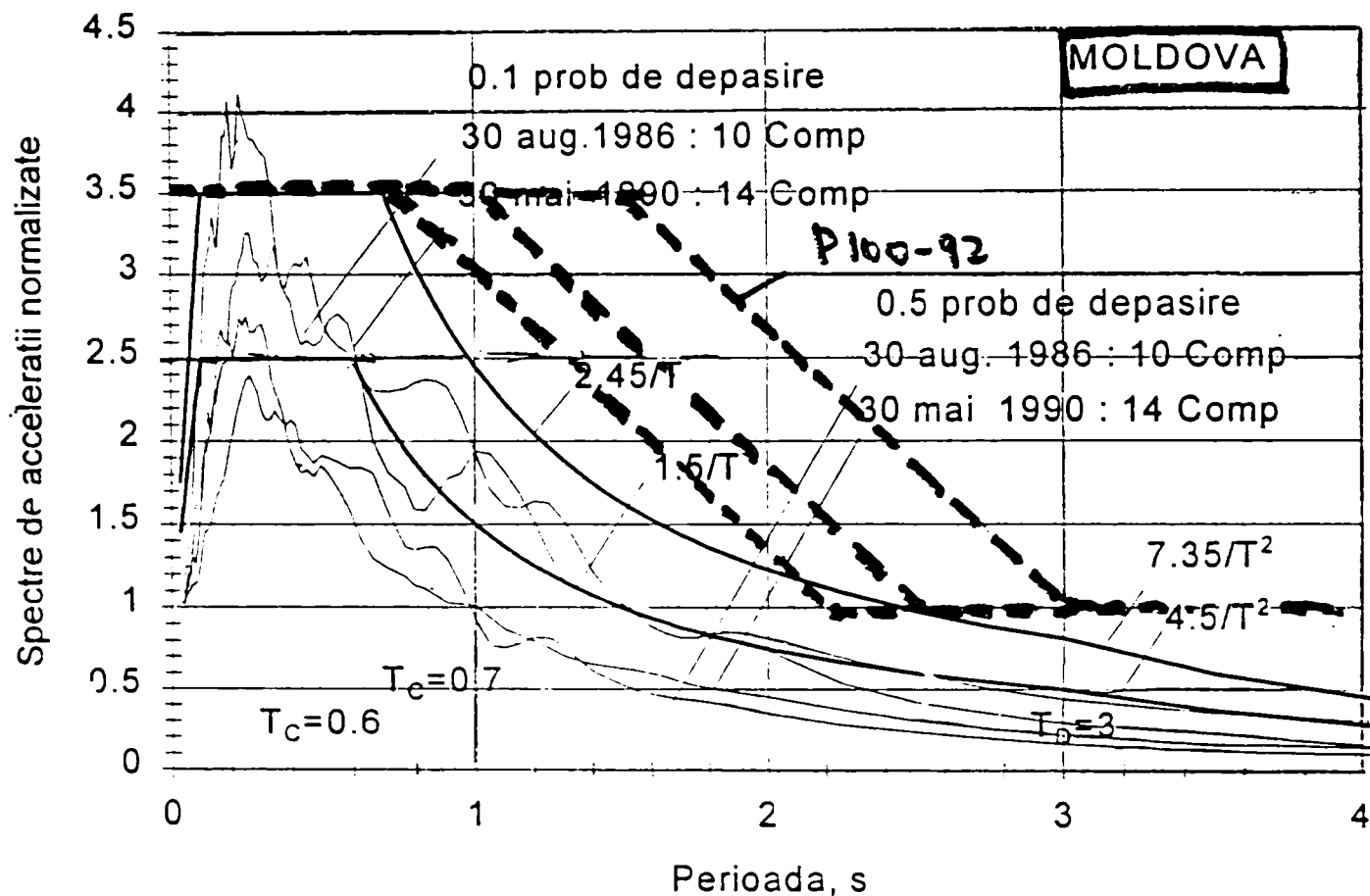
## ANEXA A



Spectre de proiectare pentru conditiile de teren moale din zona Bucurestiului

Categoria de teren		Teren moale in zona Bucuresti	
Probabilitatea de depasire a ordonatelor spectrale		0.5	0.1
Forma spectrului normalizat. pentru acceleratii pe domeniile	$T \leq T_B$	$1 + 12.5 T$	$1 + 16.7 T$
	$T_B < T \leq T_C$	2.5	3.0
	$T_C < T \leq T_D$	$3.75 / T$	$4.8 / T$
	$T_D < T$	$7.5 / T^2$	$9.6 / T^2$
Perioadele de control (colt) ale ordonatelor spectrale	$T_A$	0.12	0.12
	$T_B$	1.50	1.60
	$T_C$	2.00	2.00

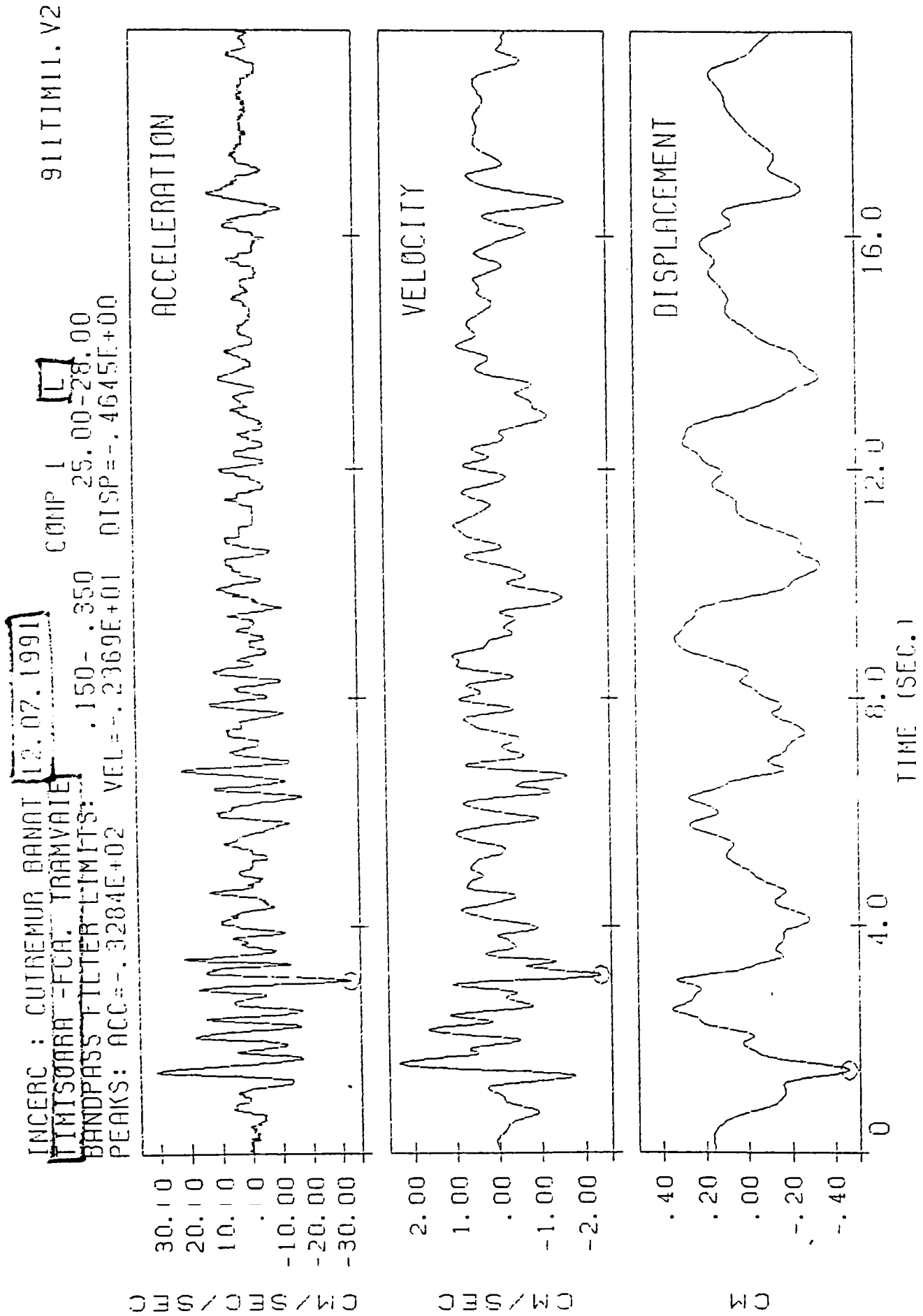
A 2



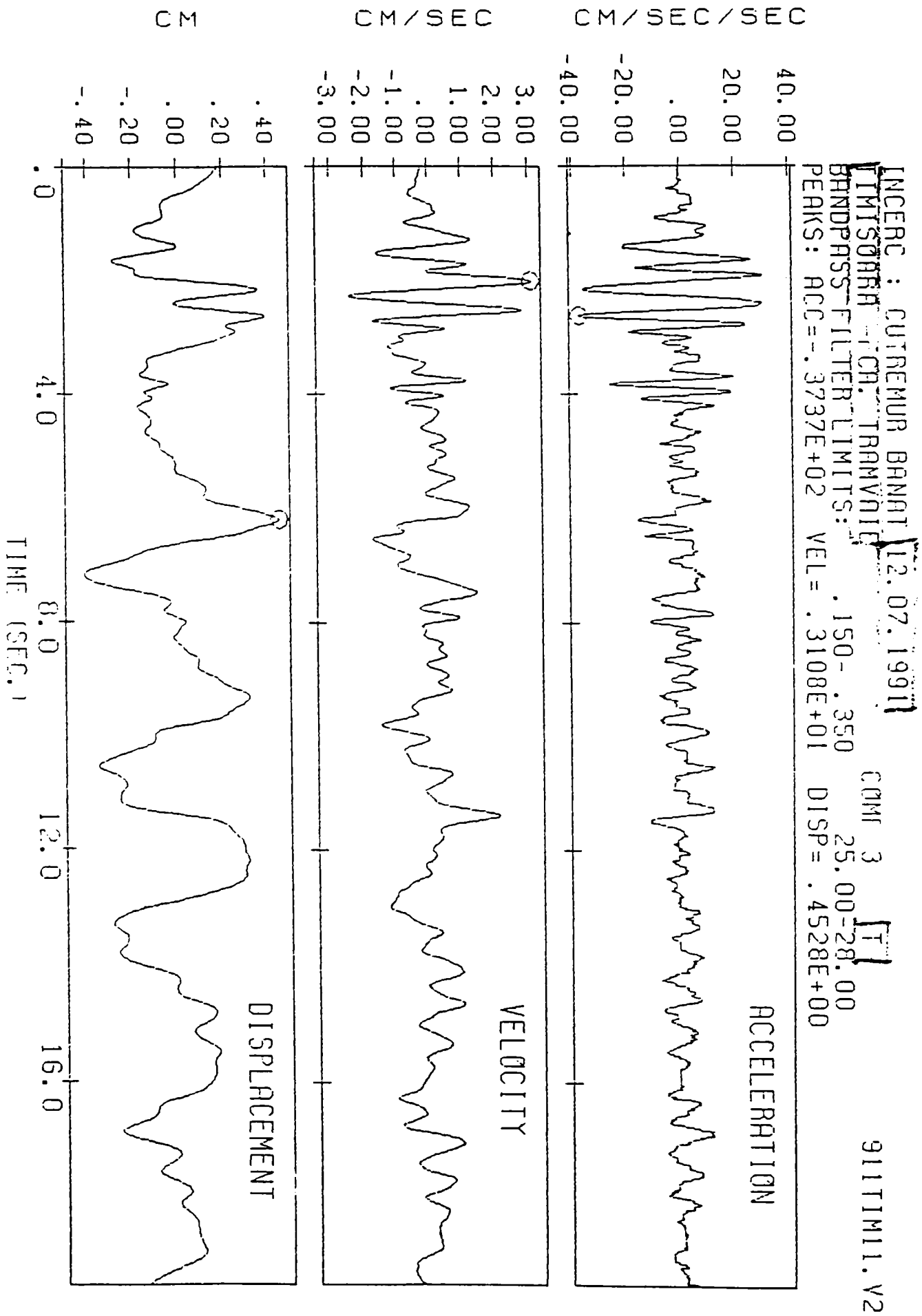
Spectre de proiectare pentru condițiile de teren din Moldova

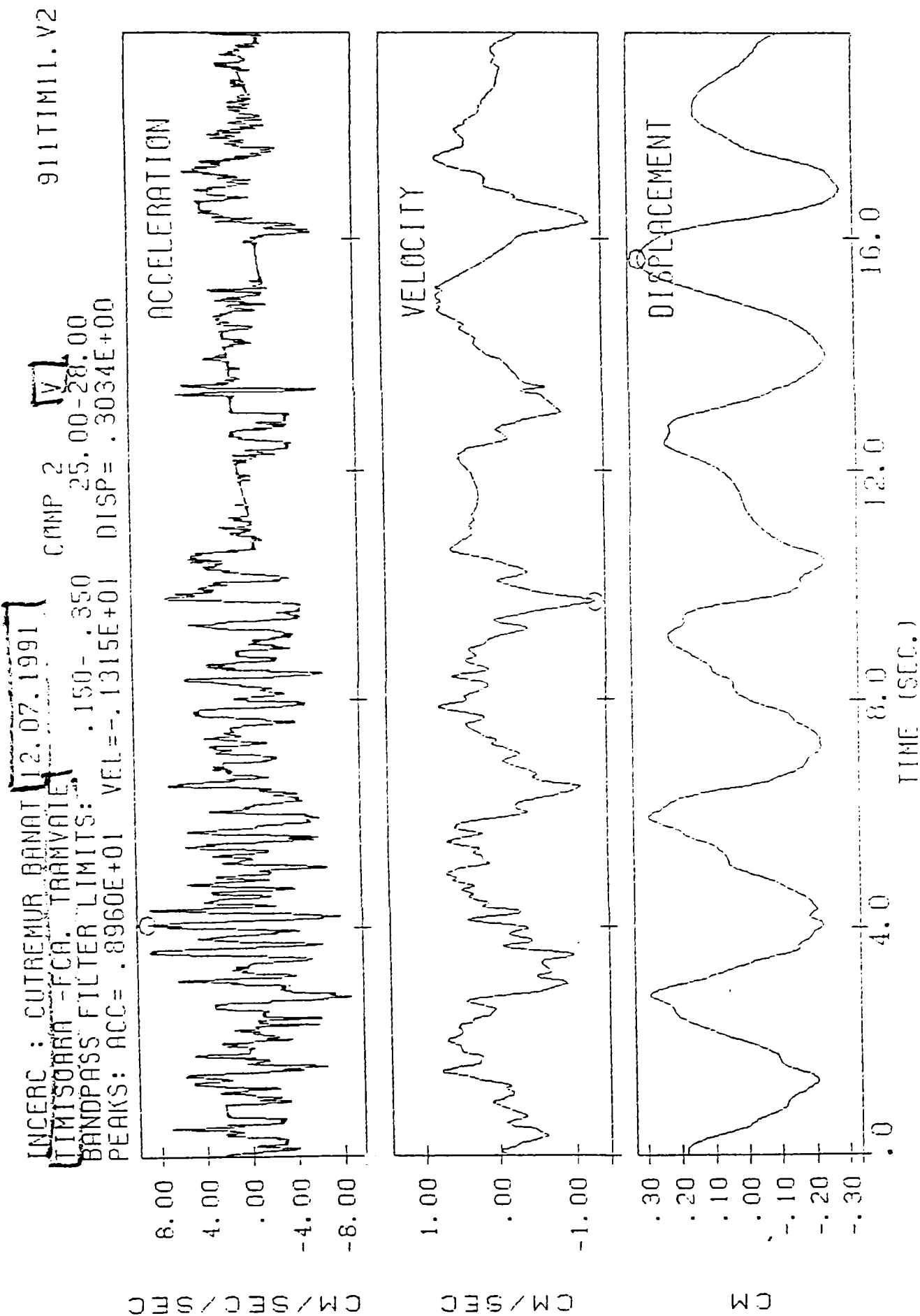
Categoria de teren		Terenuri intermediare in zona Moldova	
Probabilitatea de depasire a ordonatelor spectrale		0.5	0.1
Forma spectrului normalizat pentru accelerații pe domeniile	$T \leq T_B$ $T_B < T \leq T_C$ $T_C < T \leq T_D$ $T_D < T$	$1 + 15 T$ $2.5$ $1.5 / T$ $4.5 / T^2$	$1 + 25 T$ $3.5$ $2.45 / T$ $7.35 / T^2$
Perioadele de control (colt) ale ordonatelor spectrale	$T_A$ $T_B$ $T_C$	0.1 0.6 3.0	0.1 0.7 3.0

A 3a

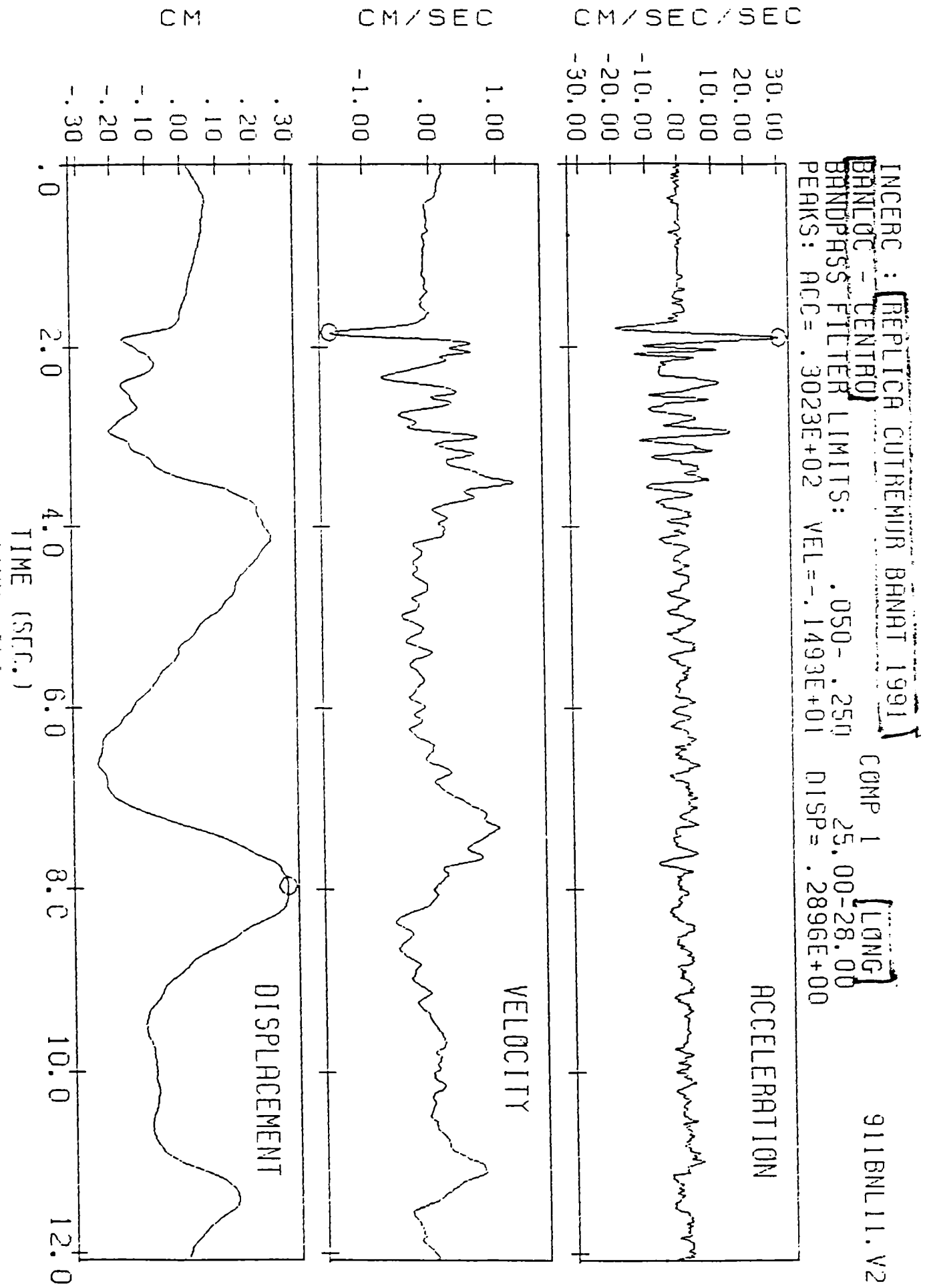


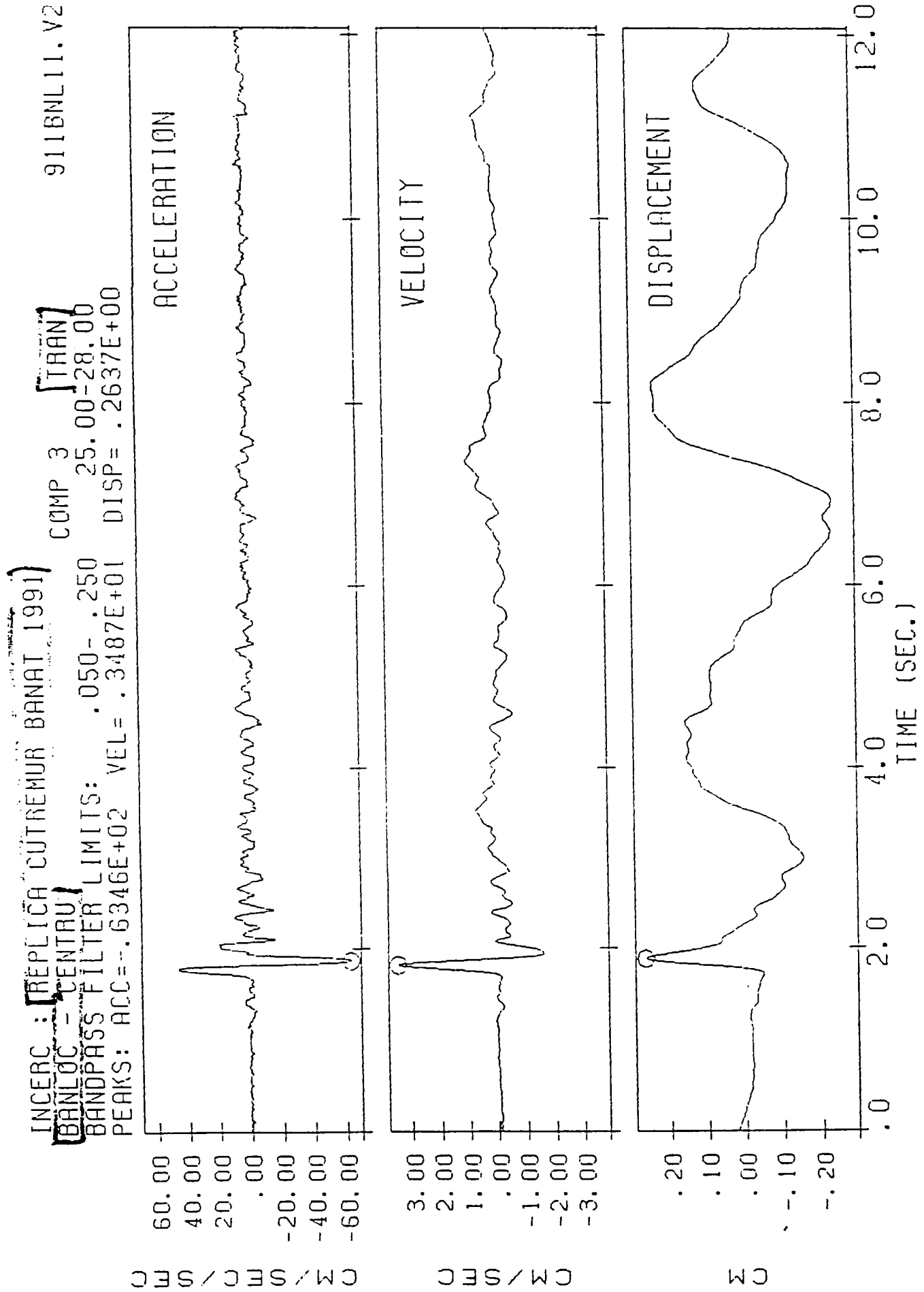
A 3b





A 4a

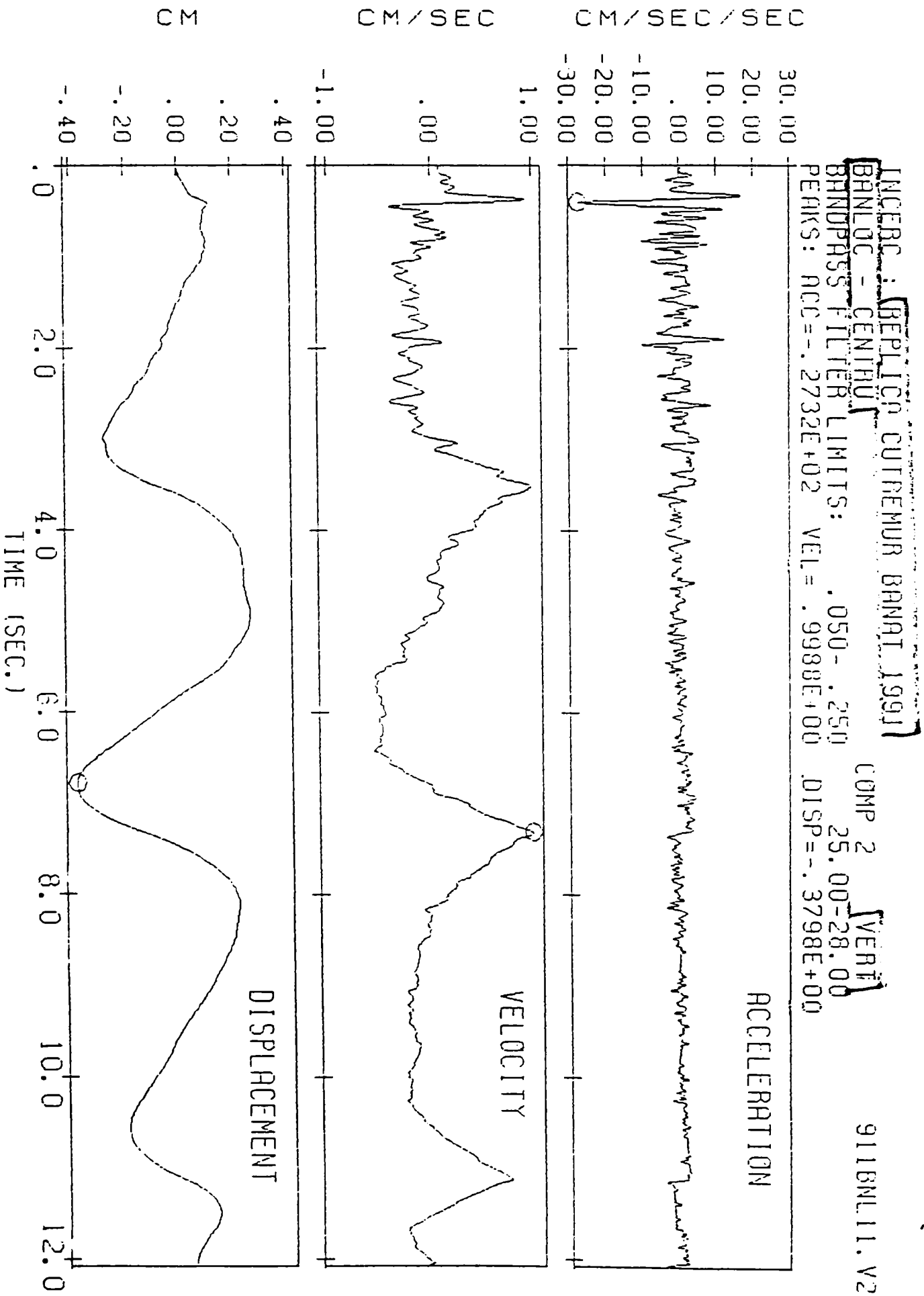




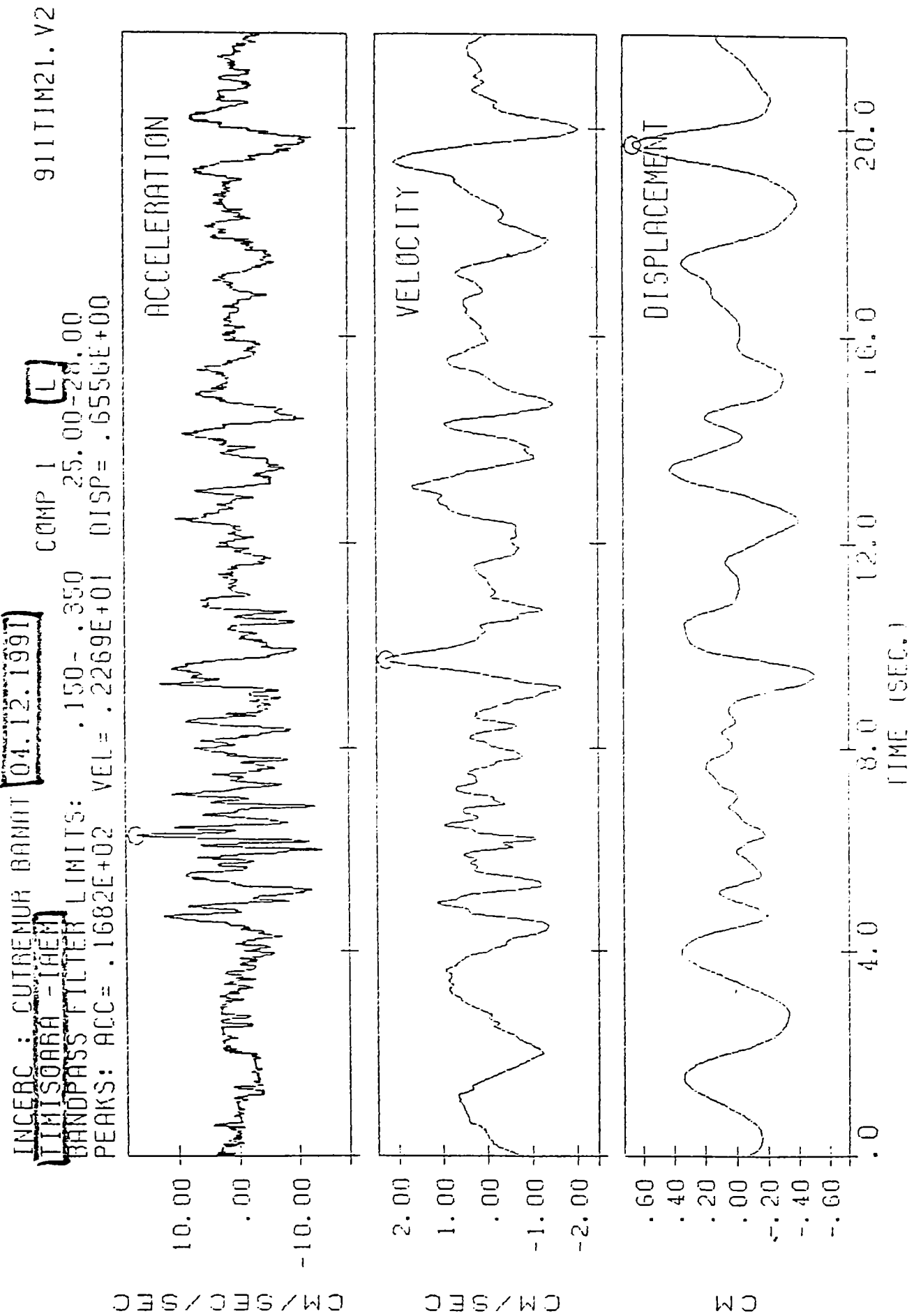
A 4b



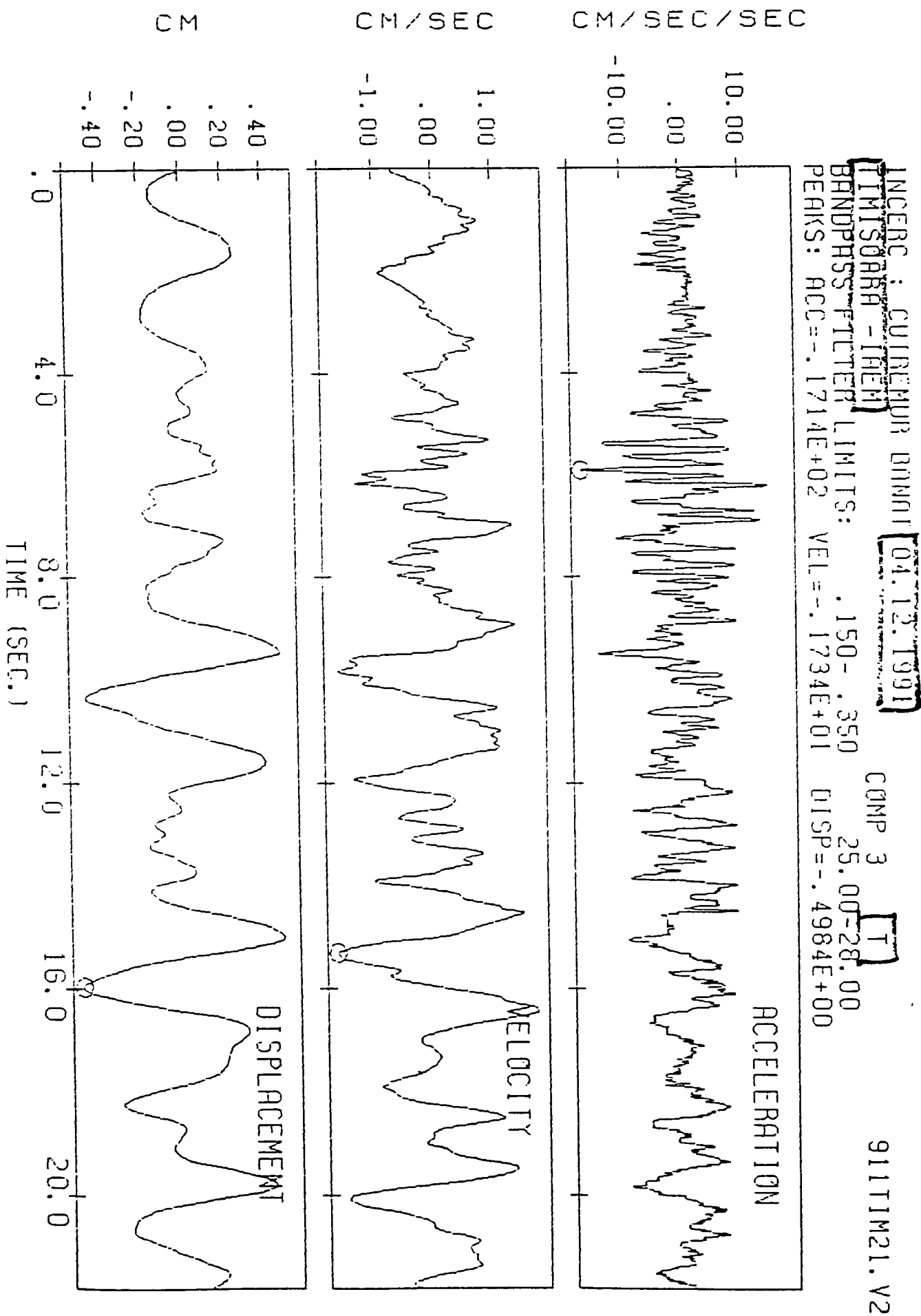
A 4c



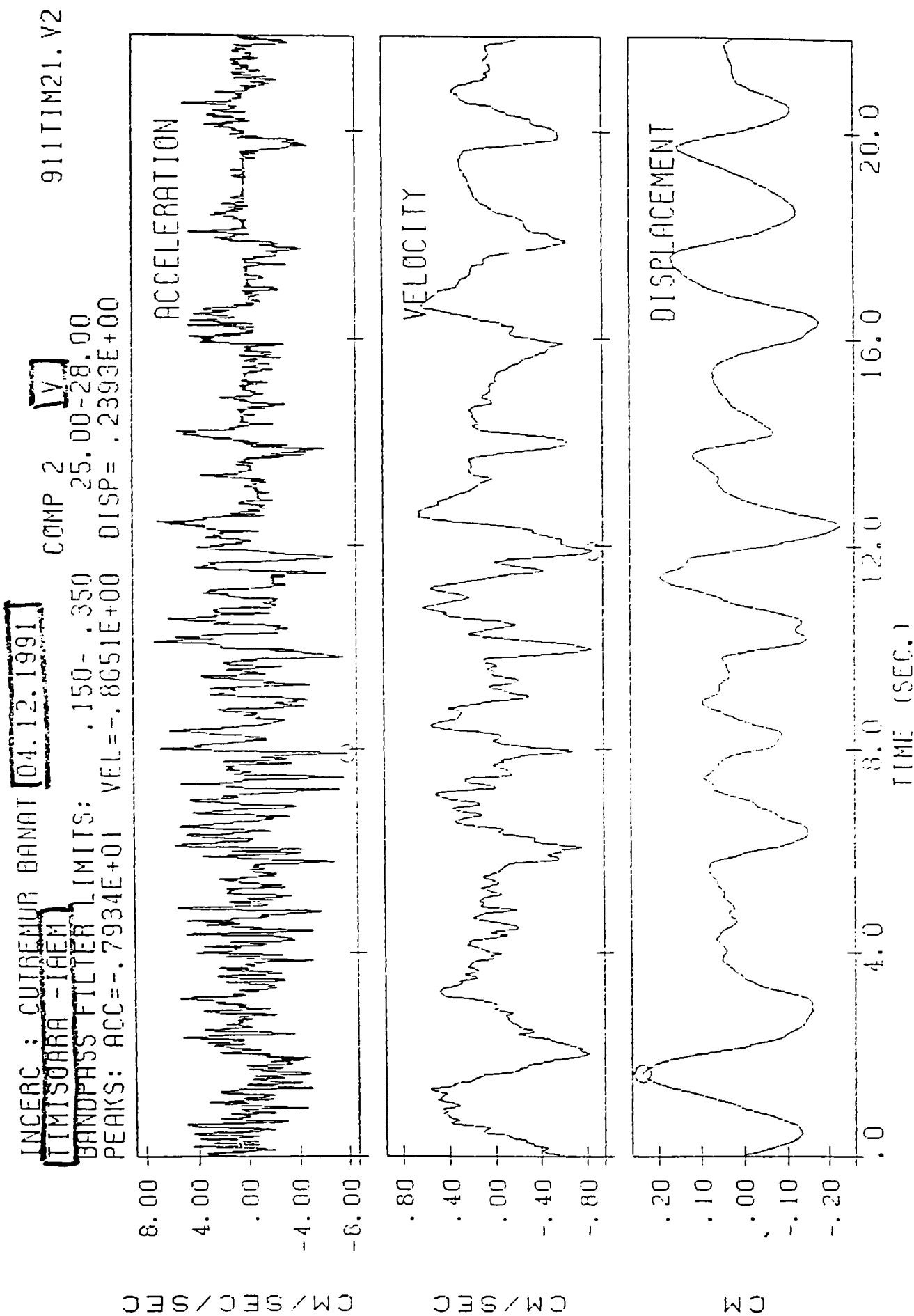
A 5a



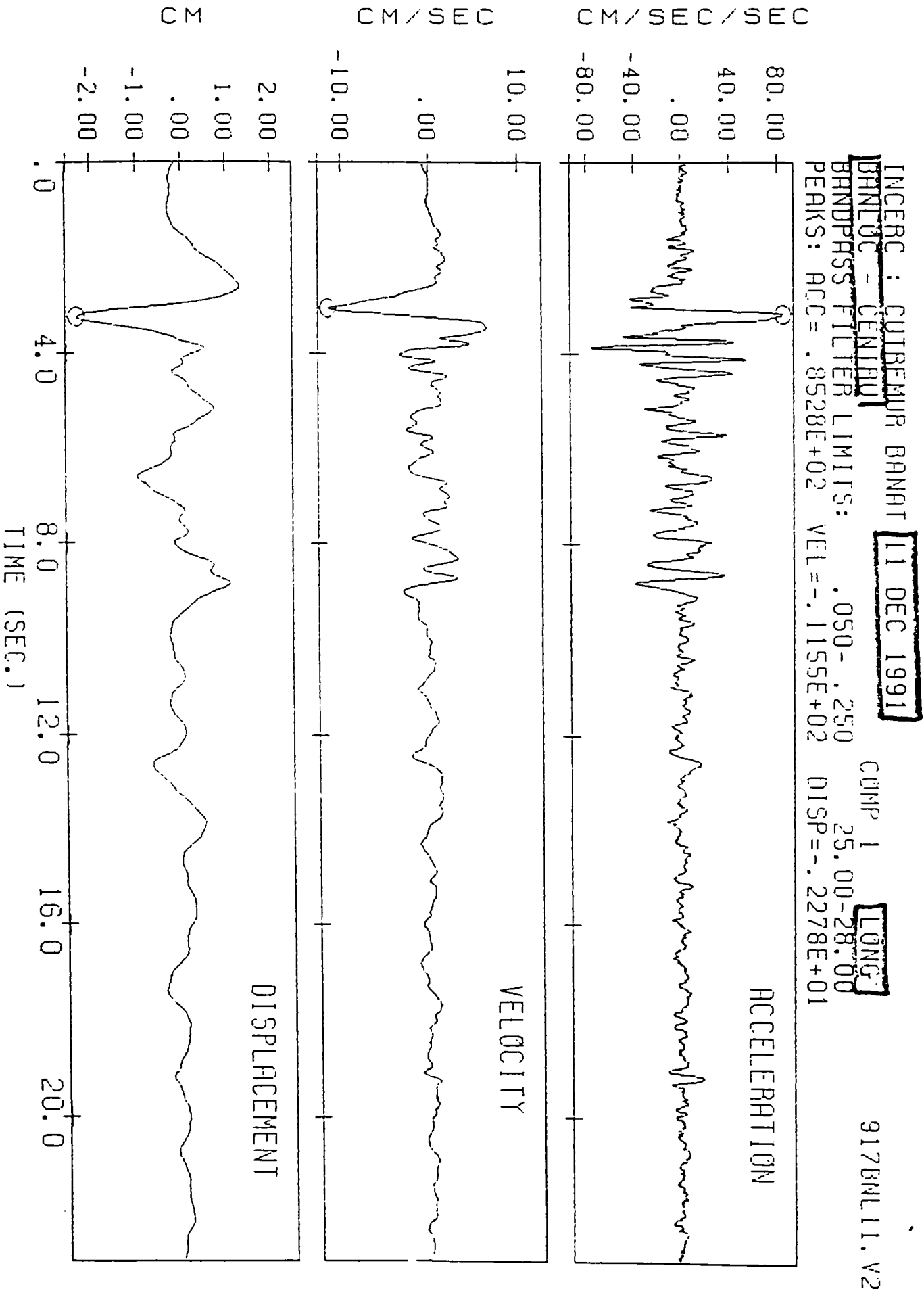
A 5b



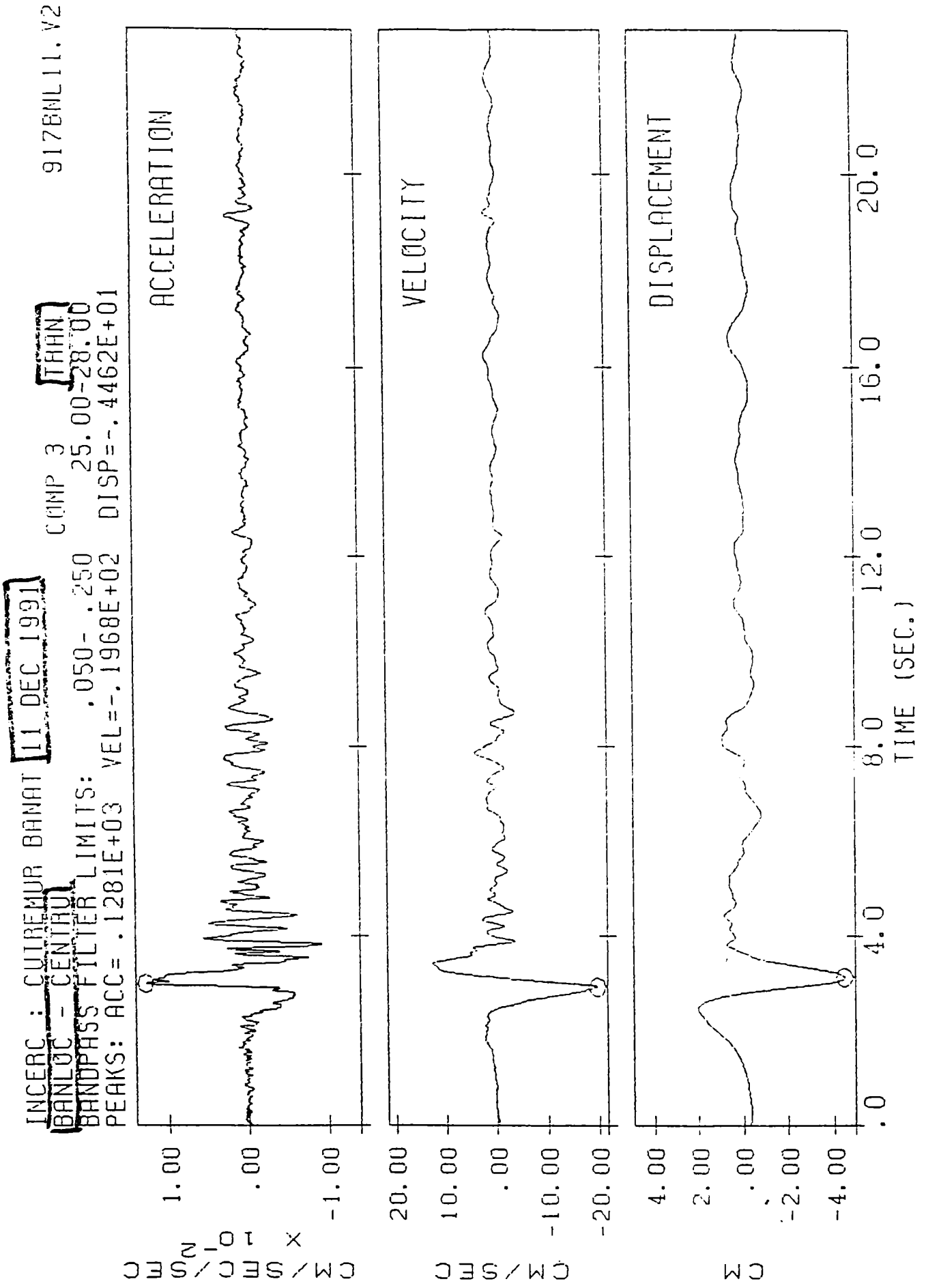
A 5c



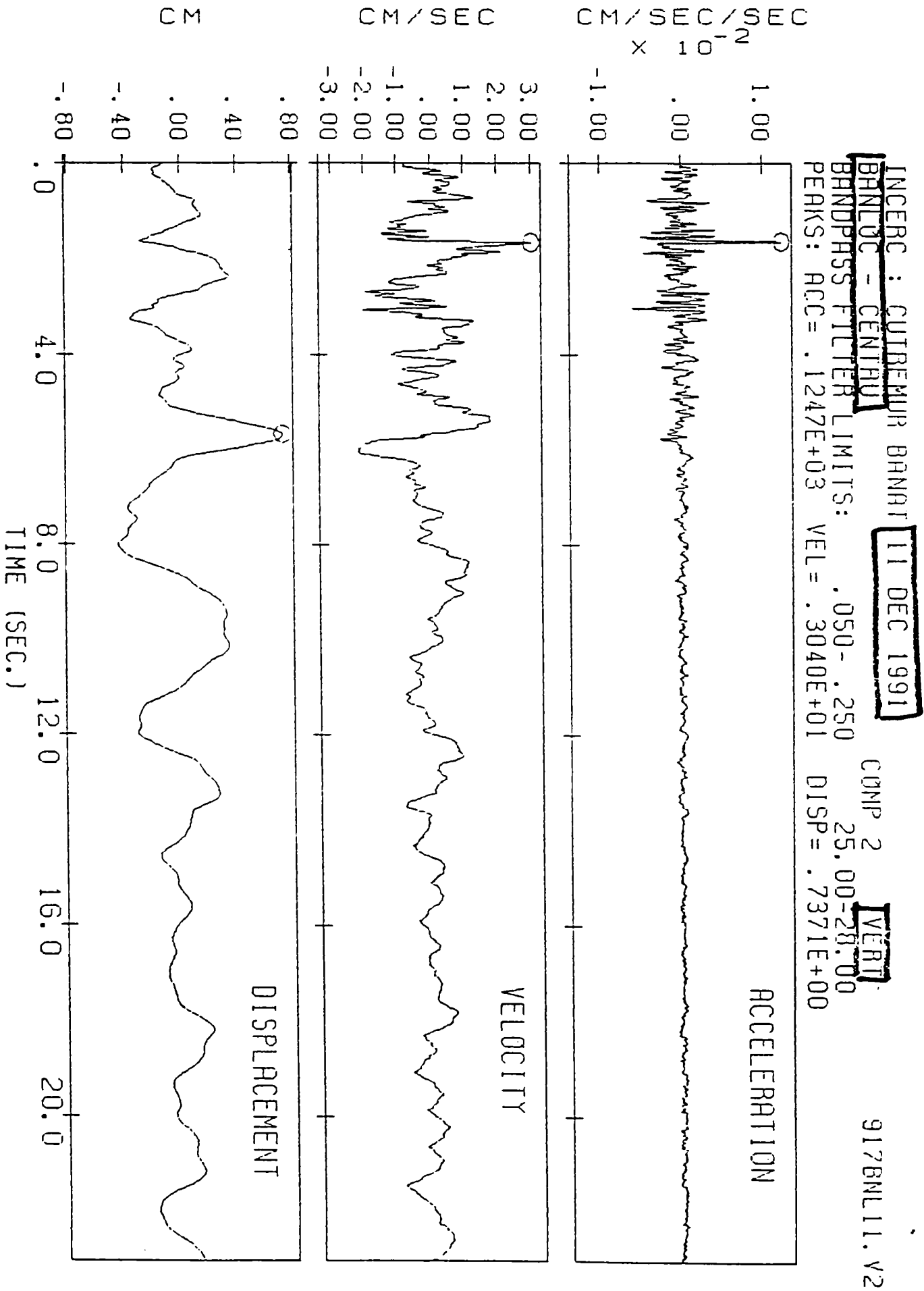
A 6a



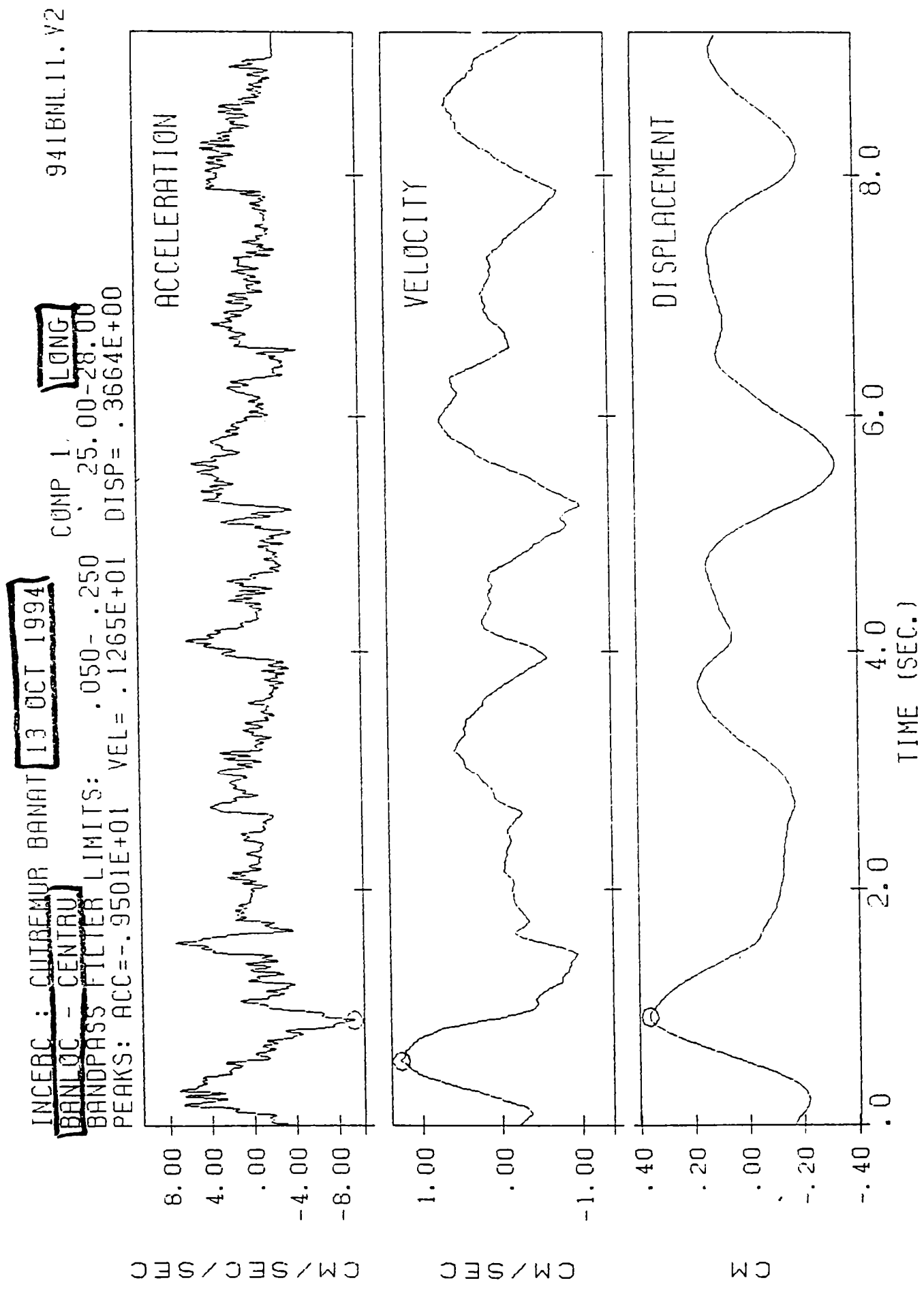
A 6b



A 6c

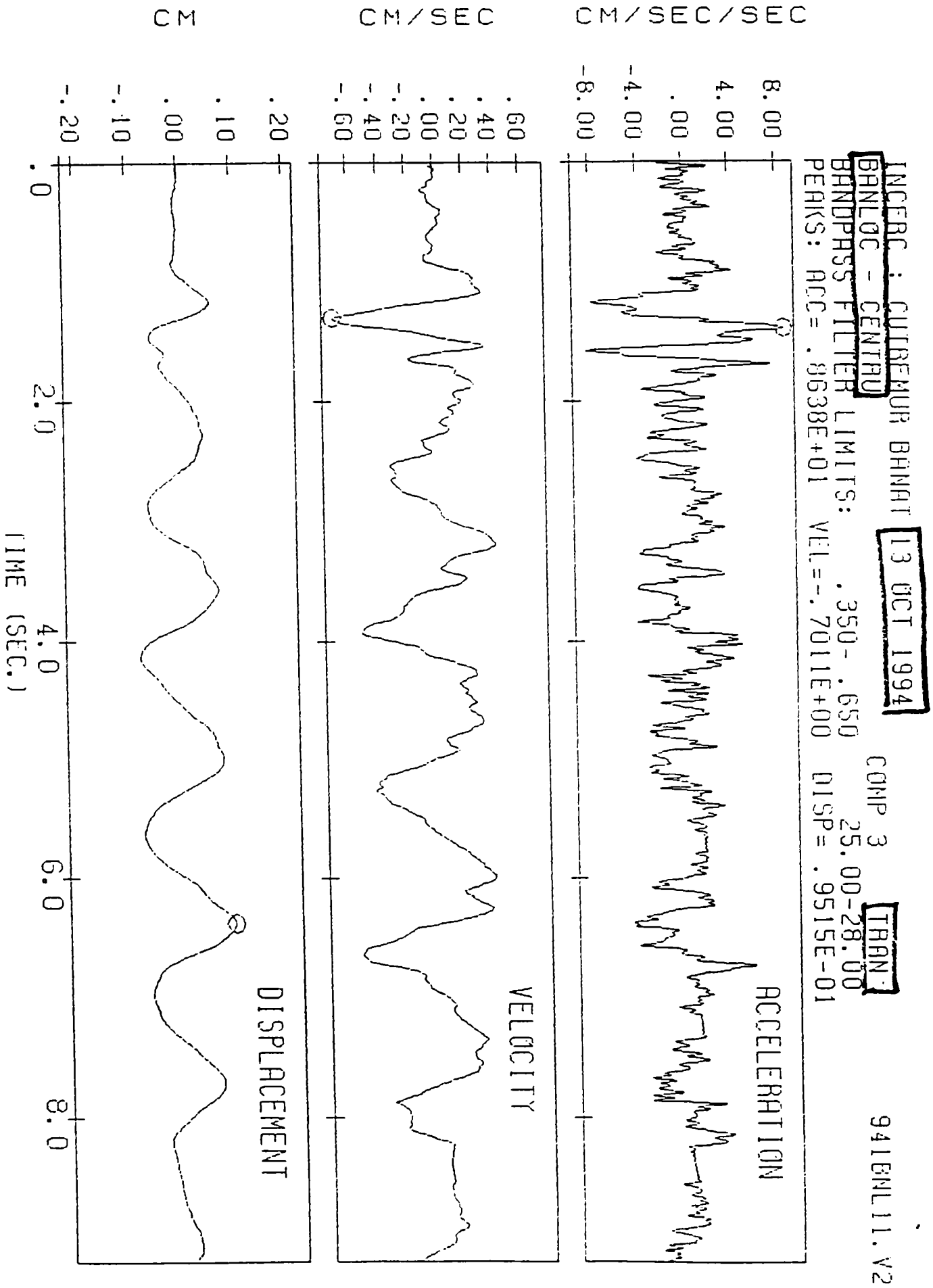


A 7a



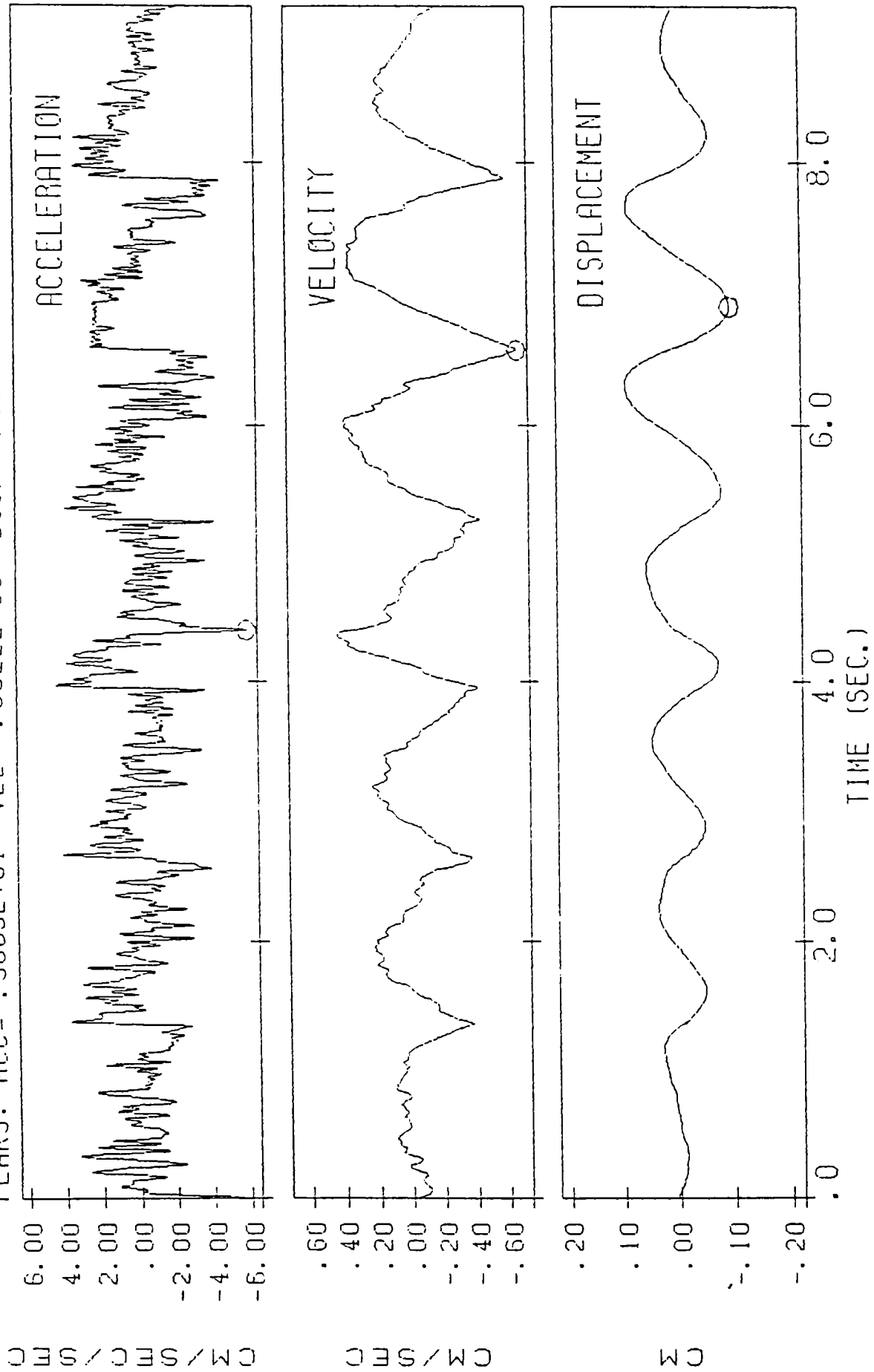


A 7b

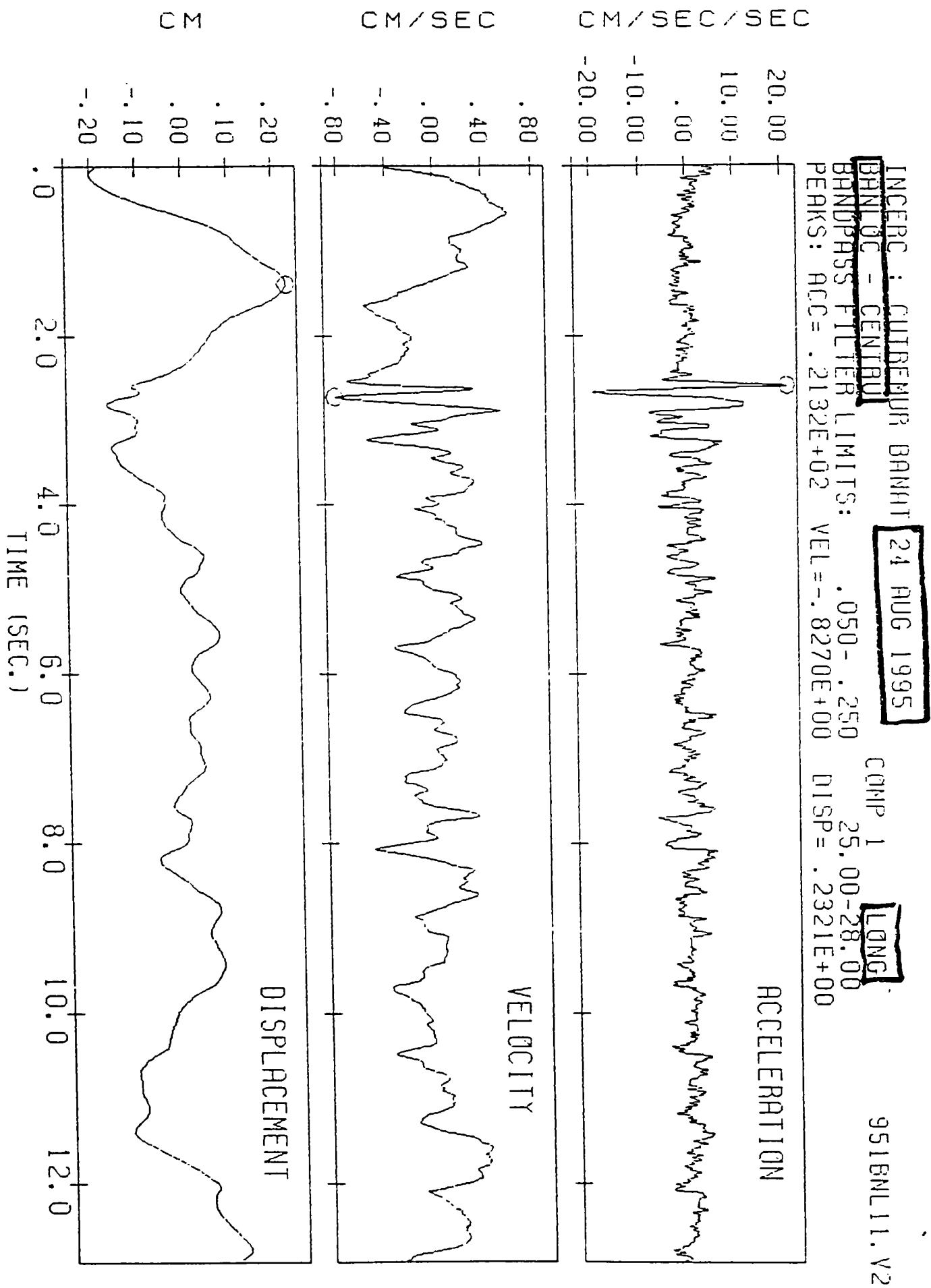


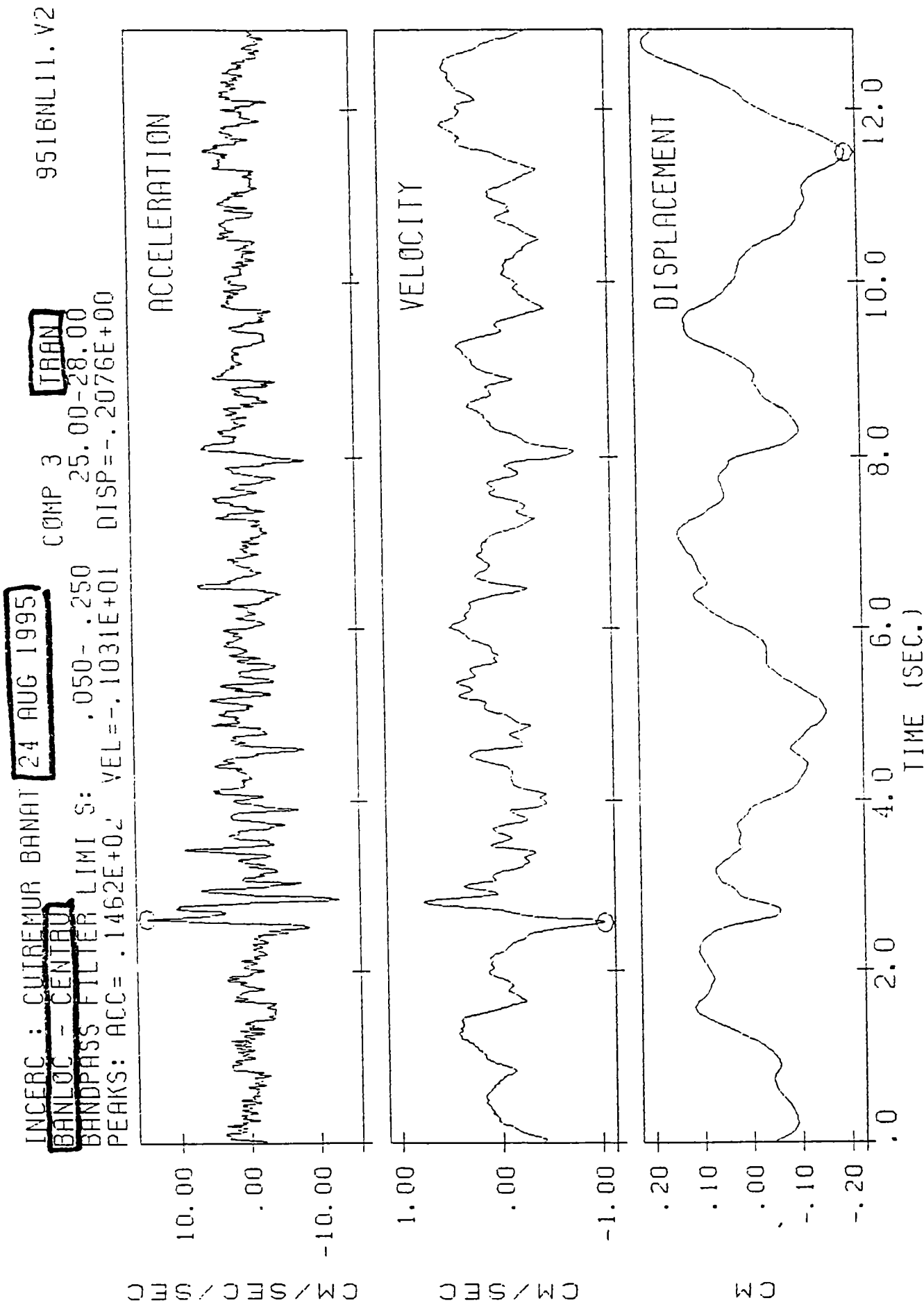
A 7c

INCERC : CUTREMUR BANAT 13 OCT 1994  
 BANLOC - CENTRU  
 BANDPASS FILTER LIMITS: .350 - .650  
 PEAKS: ACC=-.5889E+01 VEL=-.6622E+00 DISP=-.9544E-01  
 CAMP 2 VERT  
 341ENL11.V2  
 25.00-28.00

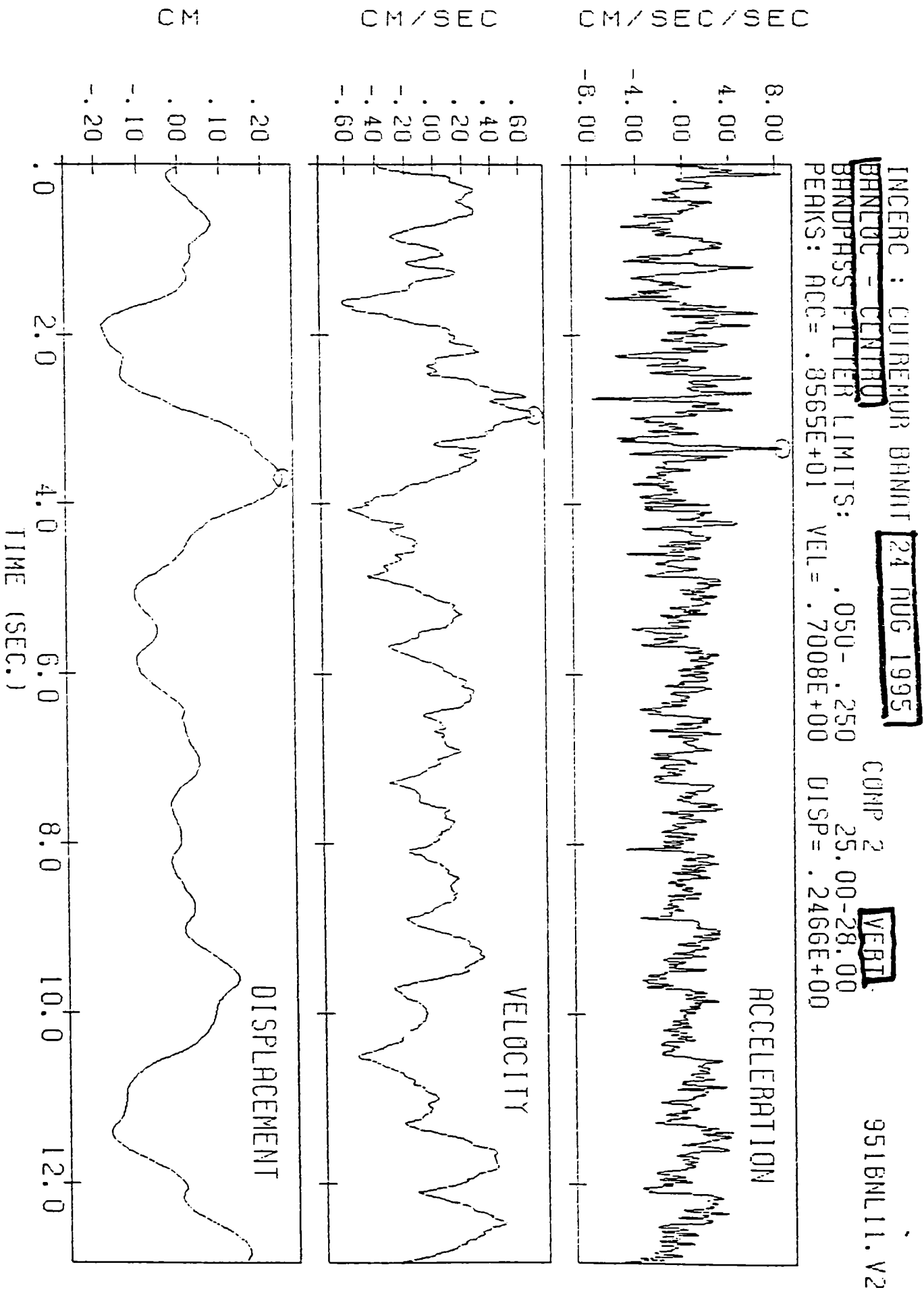


A 8a



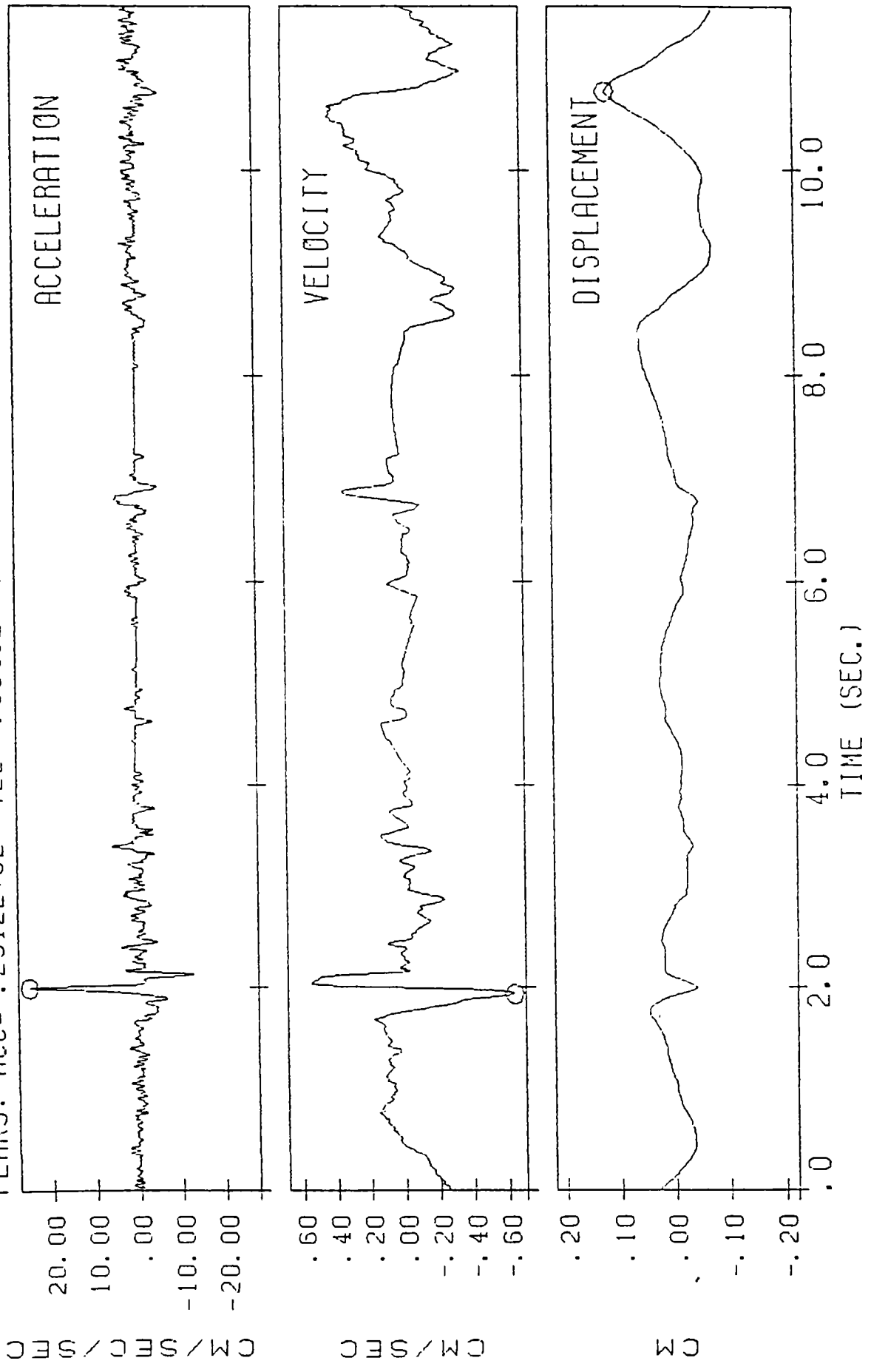


A 8c

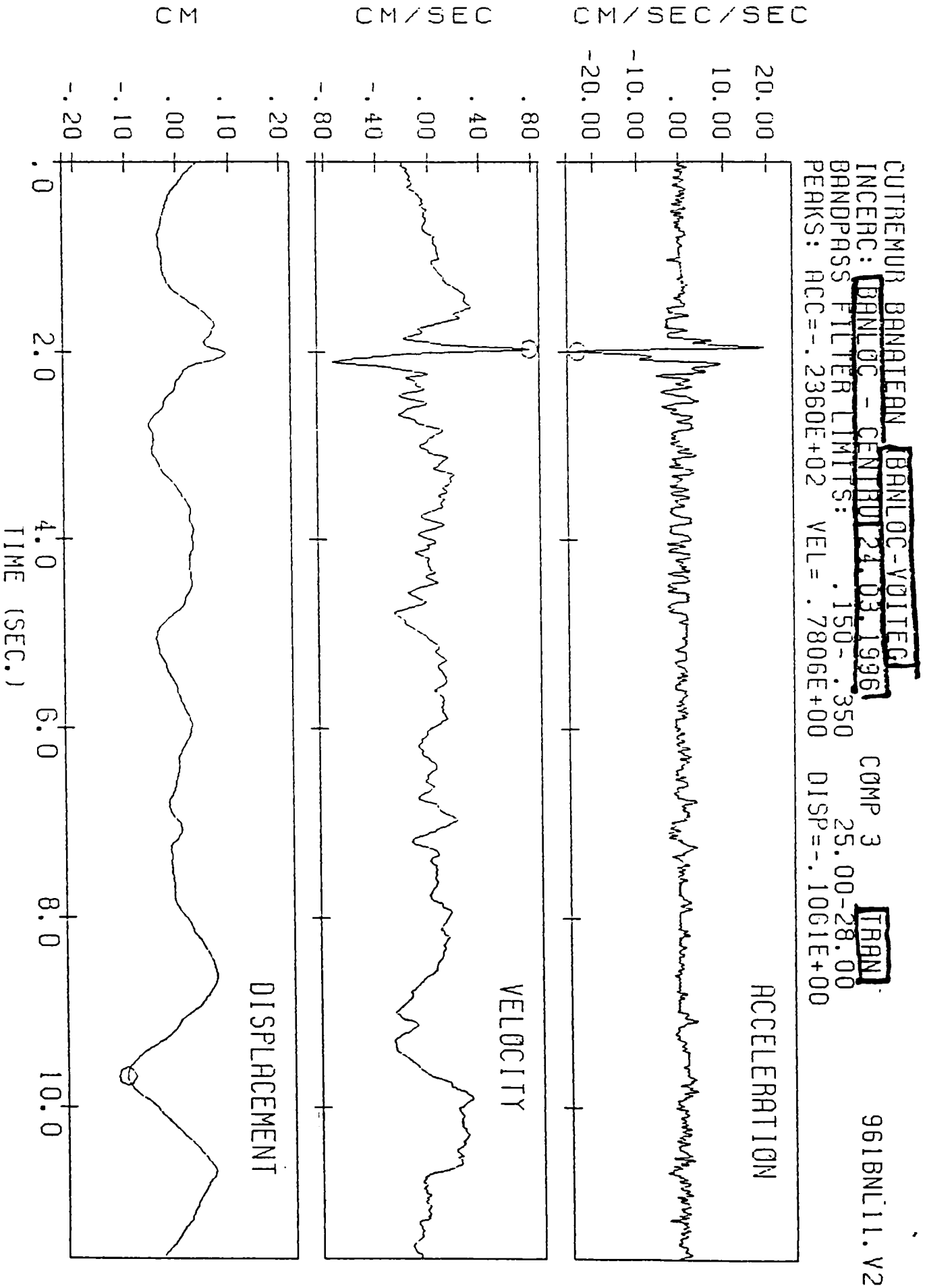


CUTREMUR BANATEAN (BANLOC-V01TEG)  
INCERC: BANLOC - CENTRU (24.03.1996) COMP 1 LONG  
BANDPASS FILTER LIMITS: .150-.350 25.00-28.00  
PEAKS: ACC=.2512E+02 VEL=-.6349E+00 DISP=.1187E+00

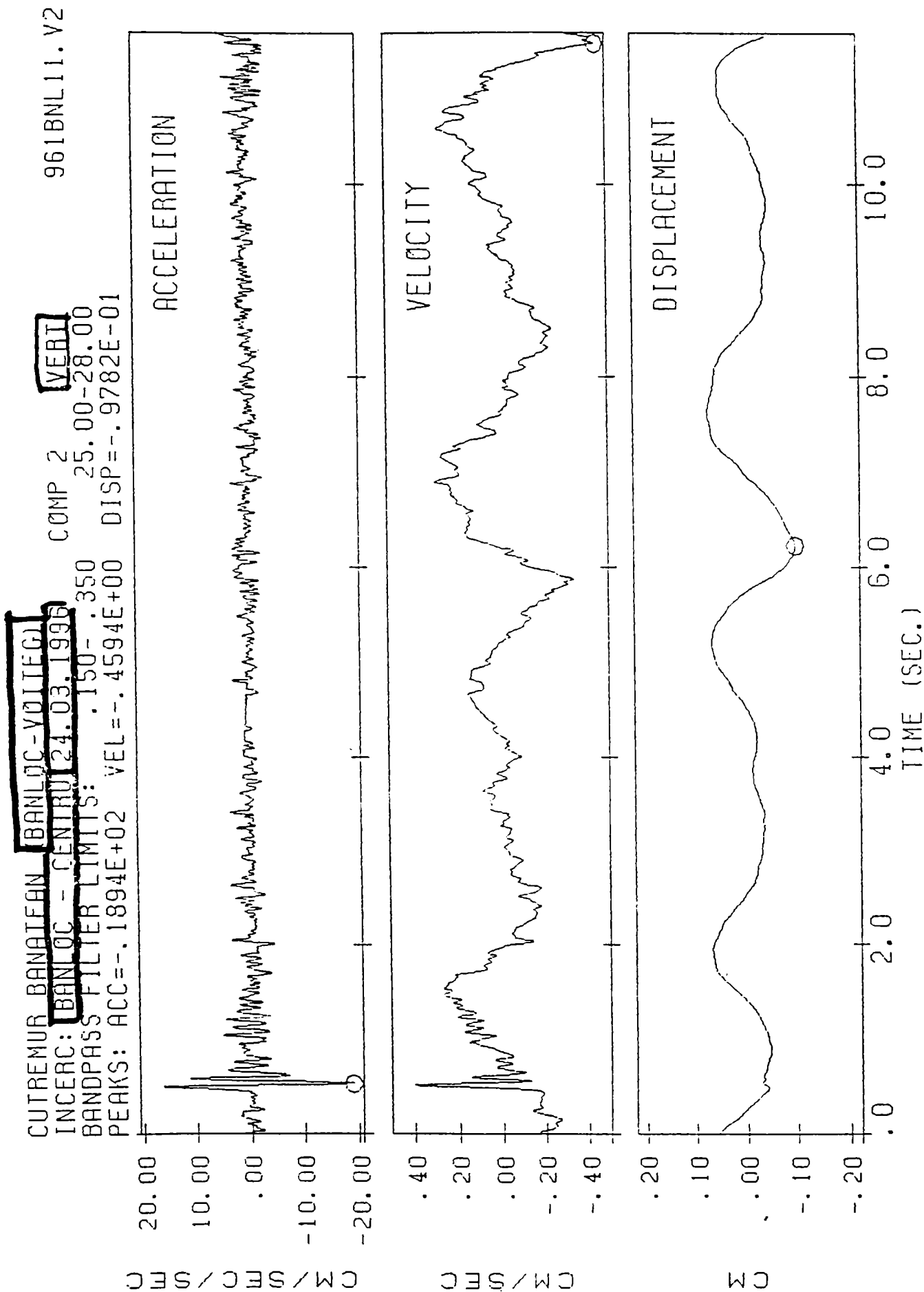
961BNL11.V2



A 9b

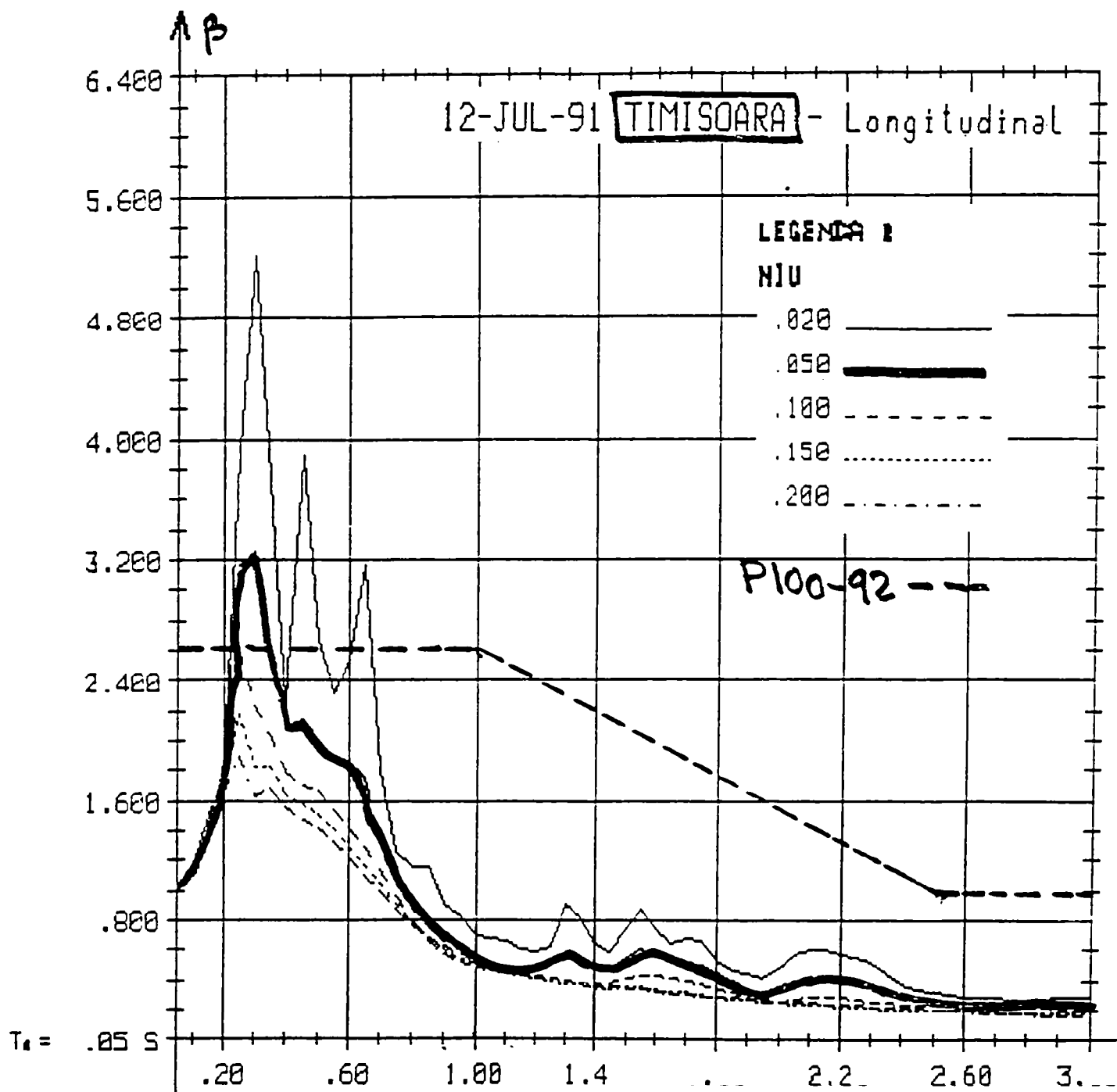


A 9c

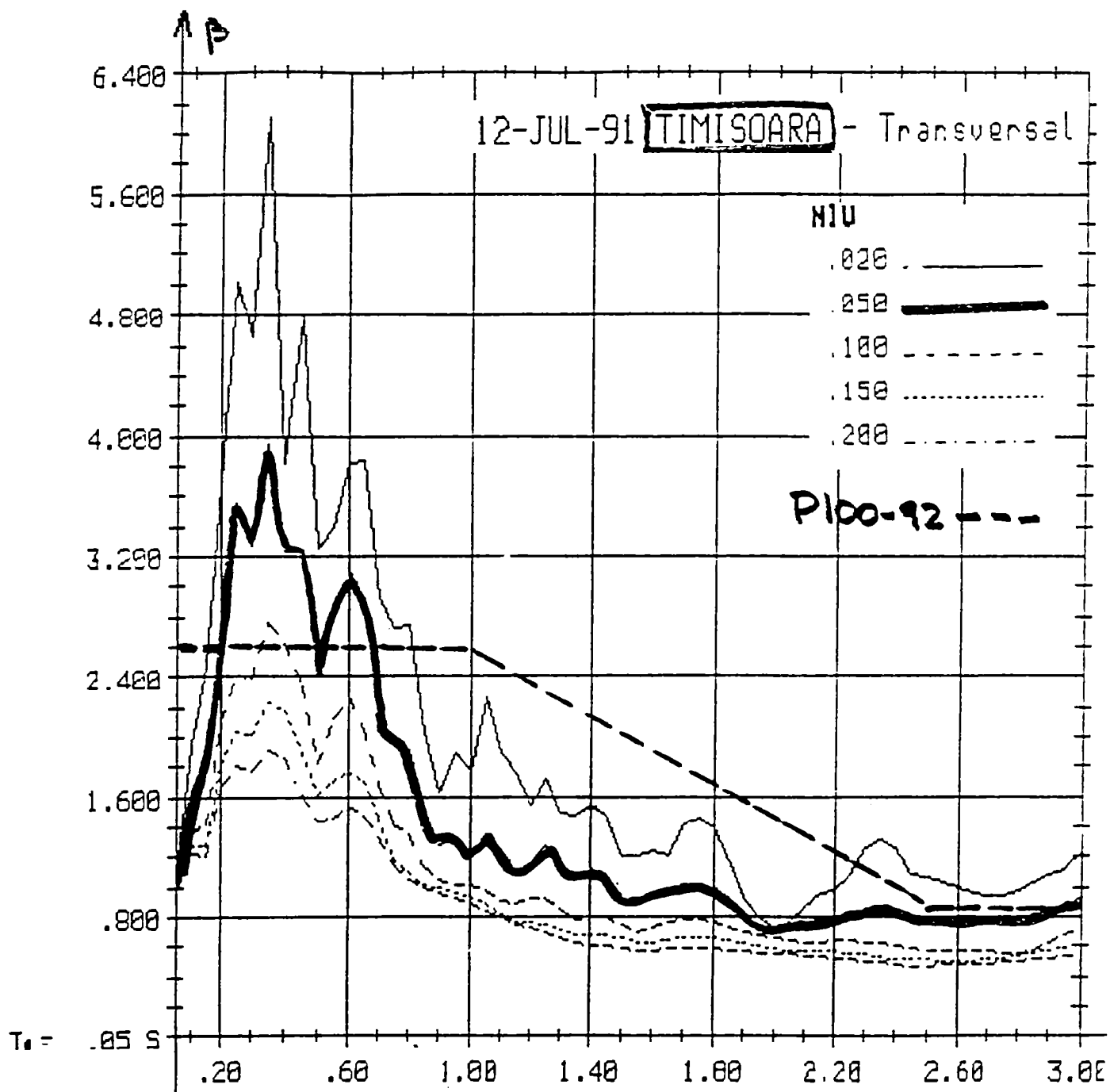




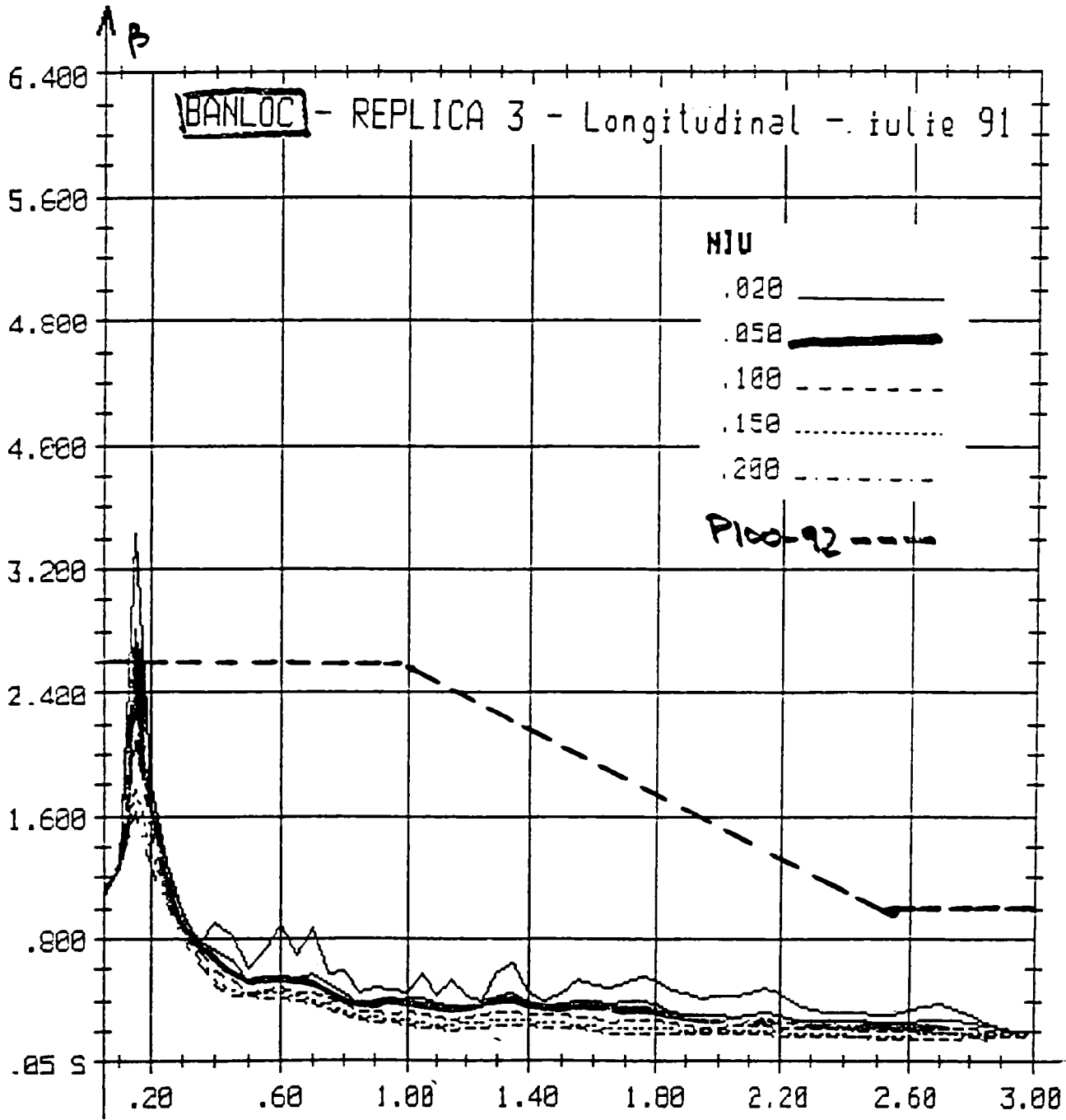
A 10a

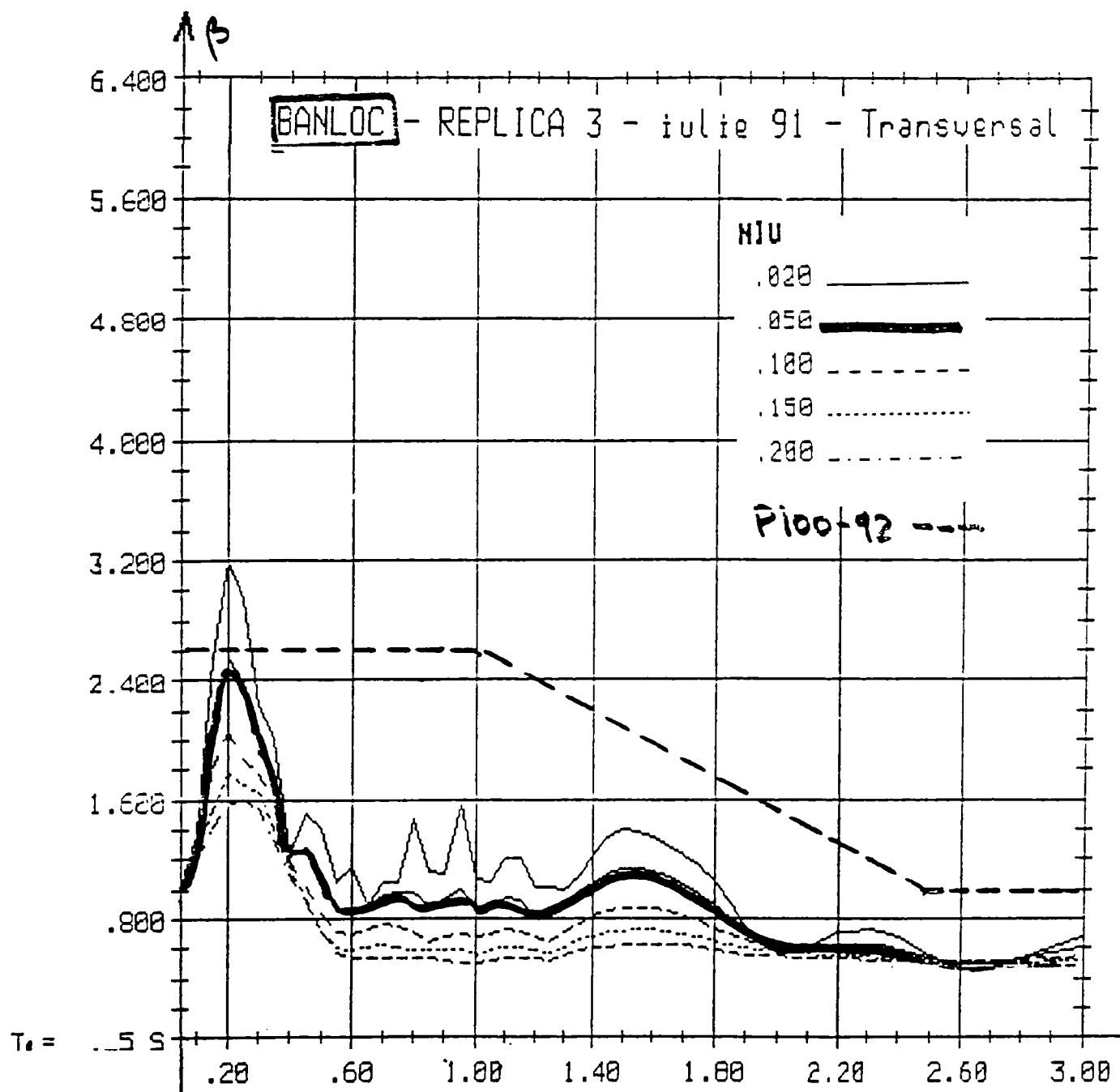


A 10b

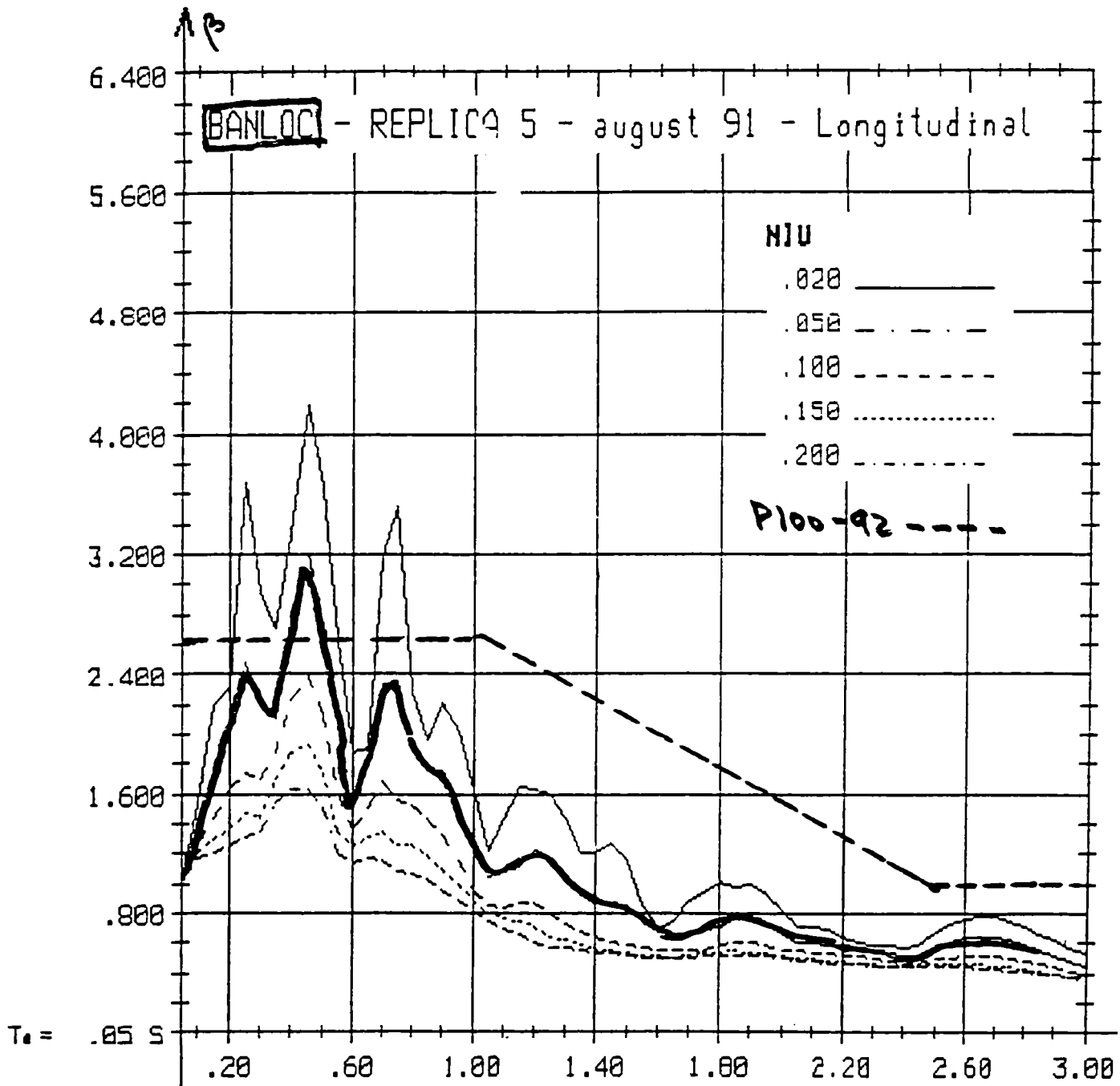


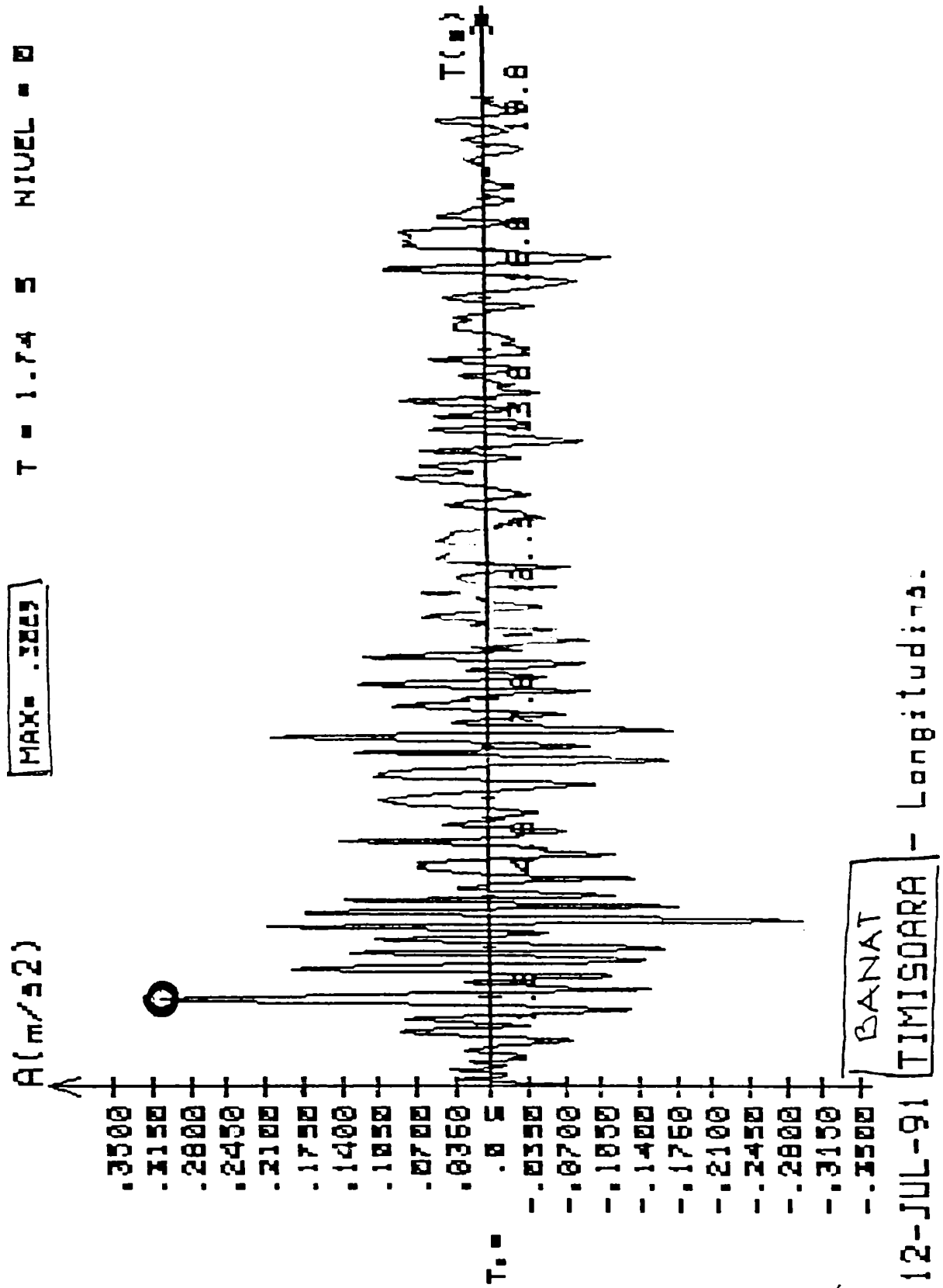
A 10c



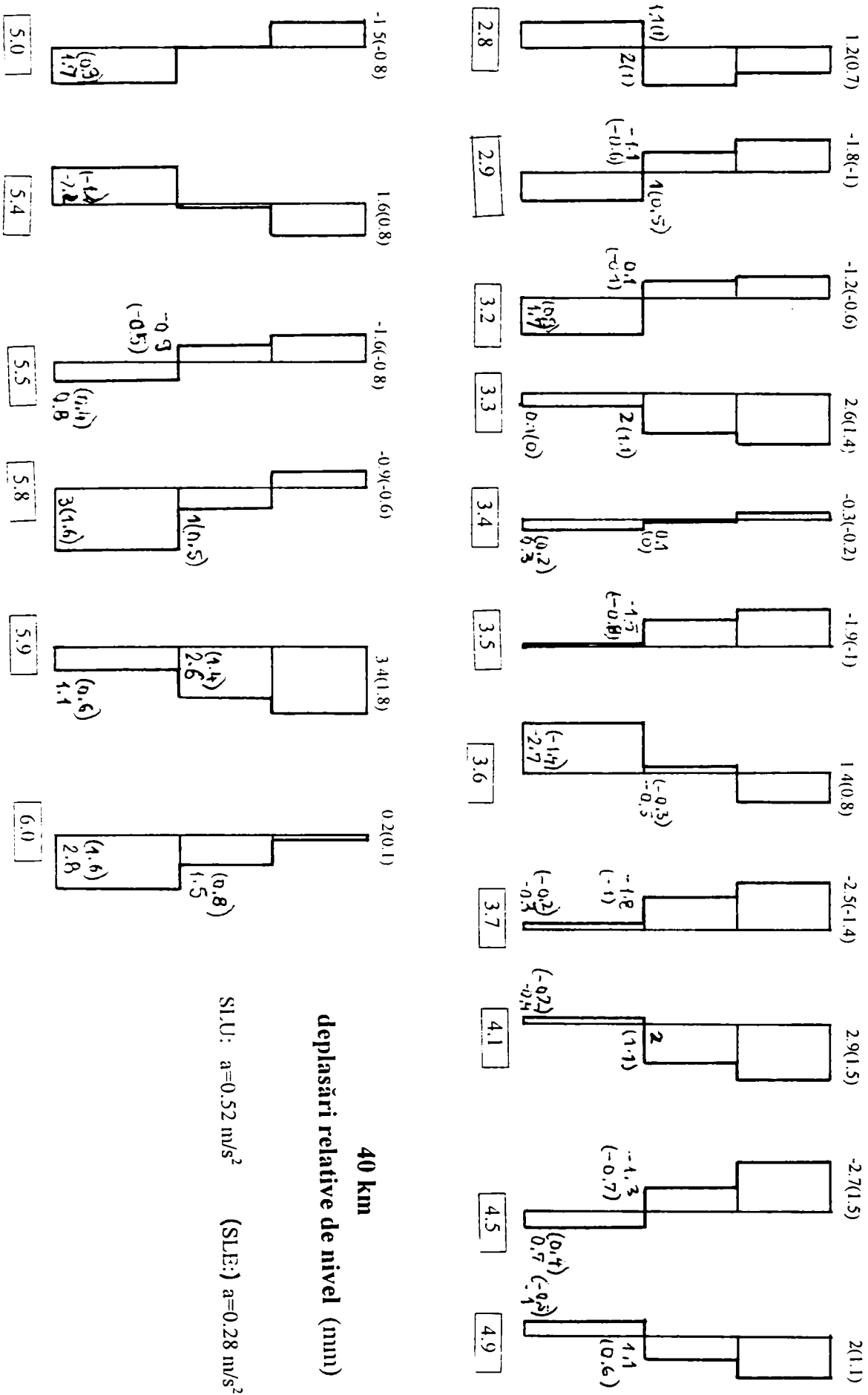


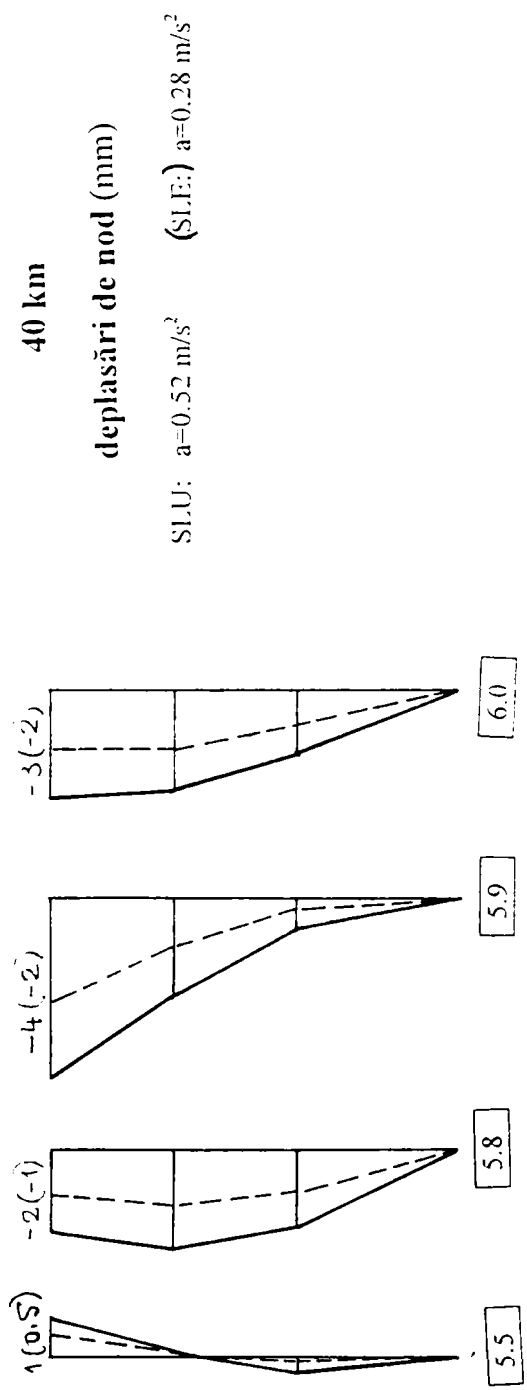
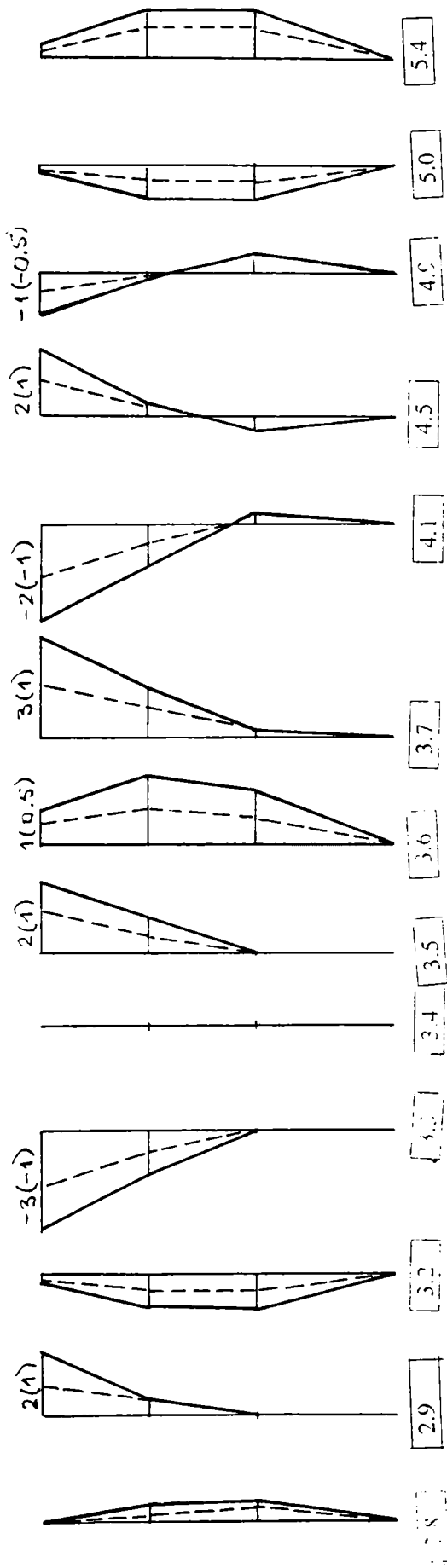
A 10e





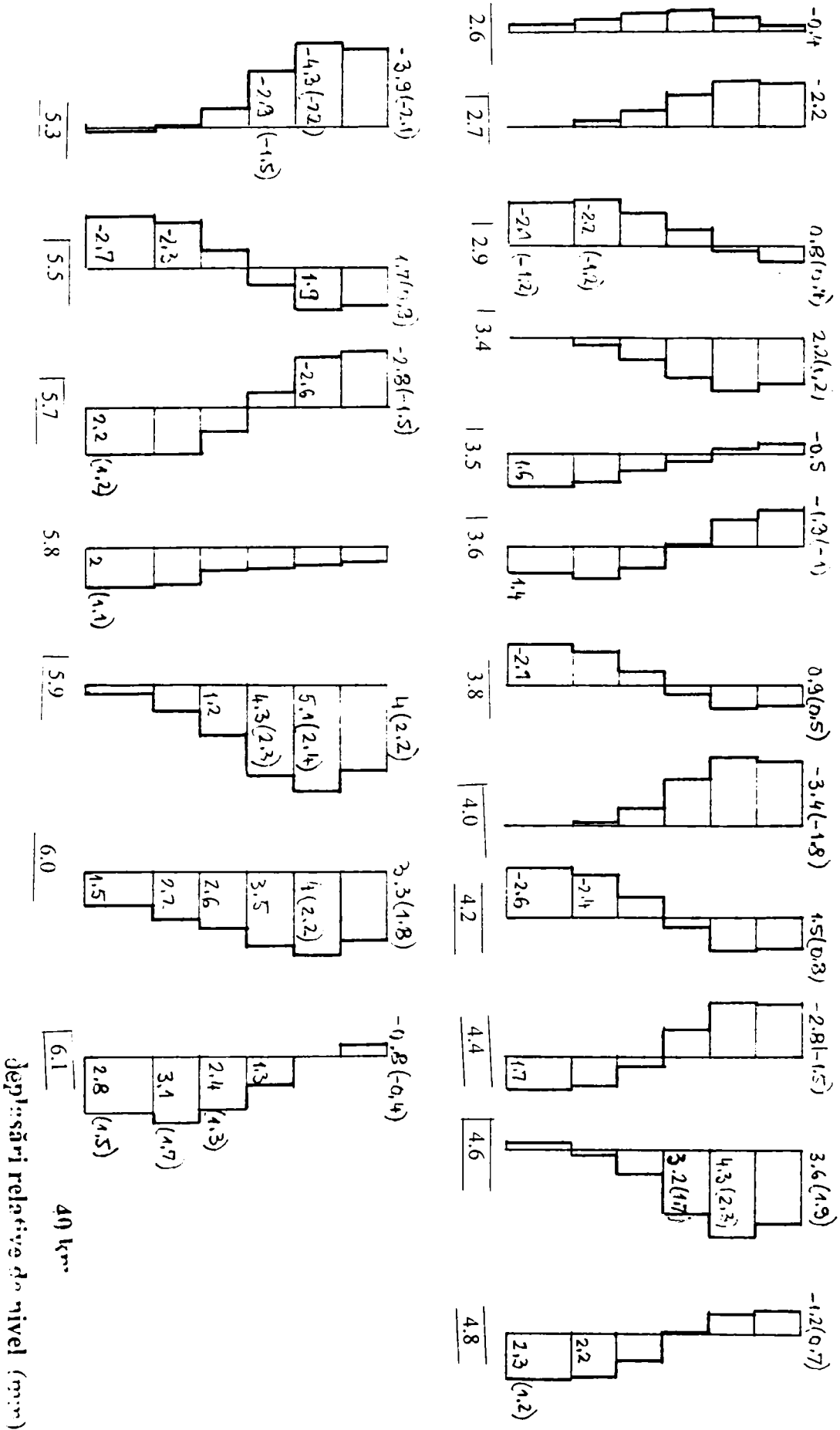
A 12

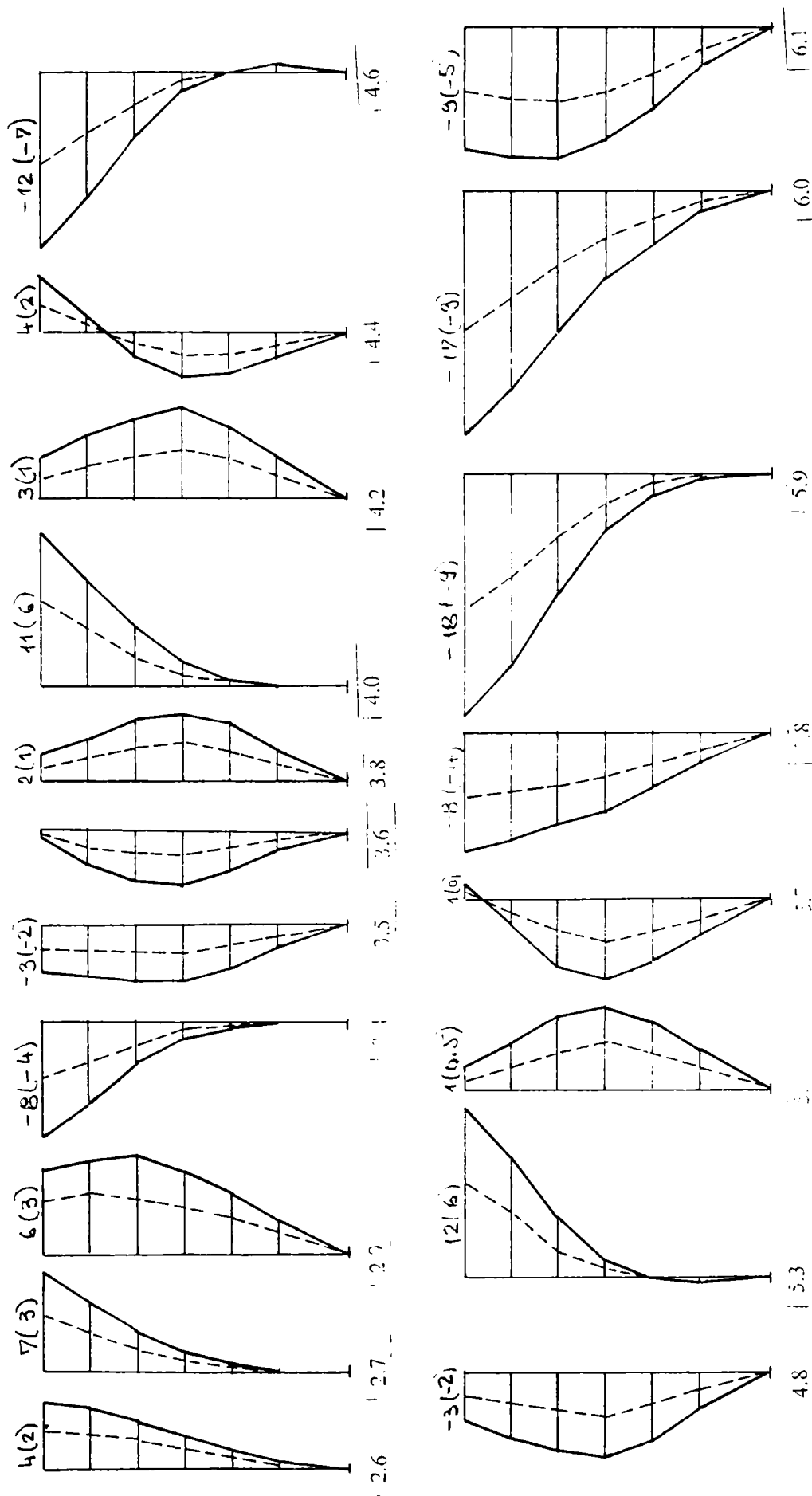






A 14



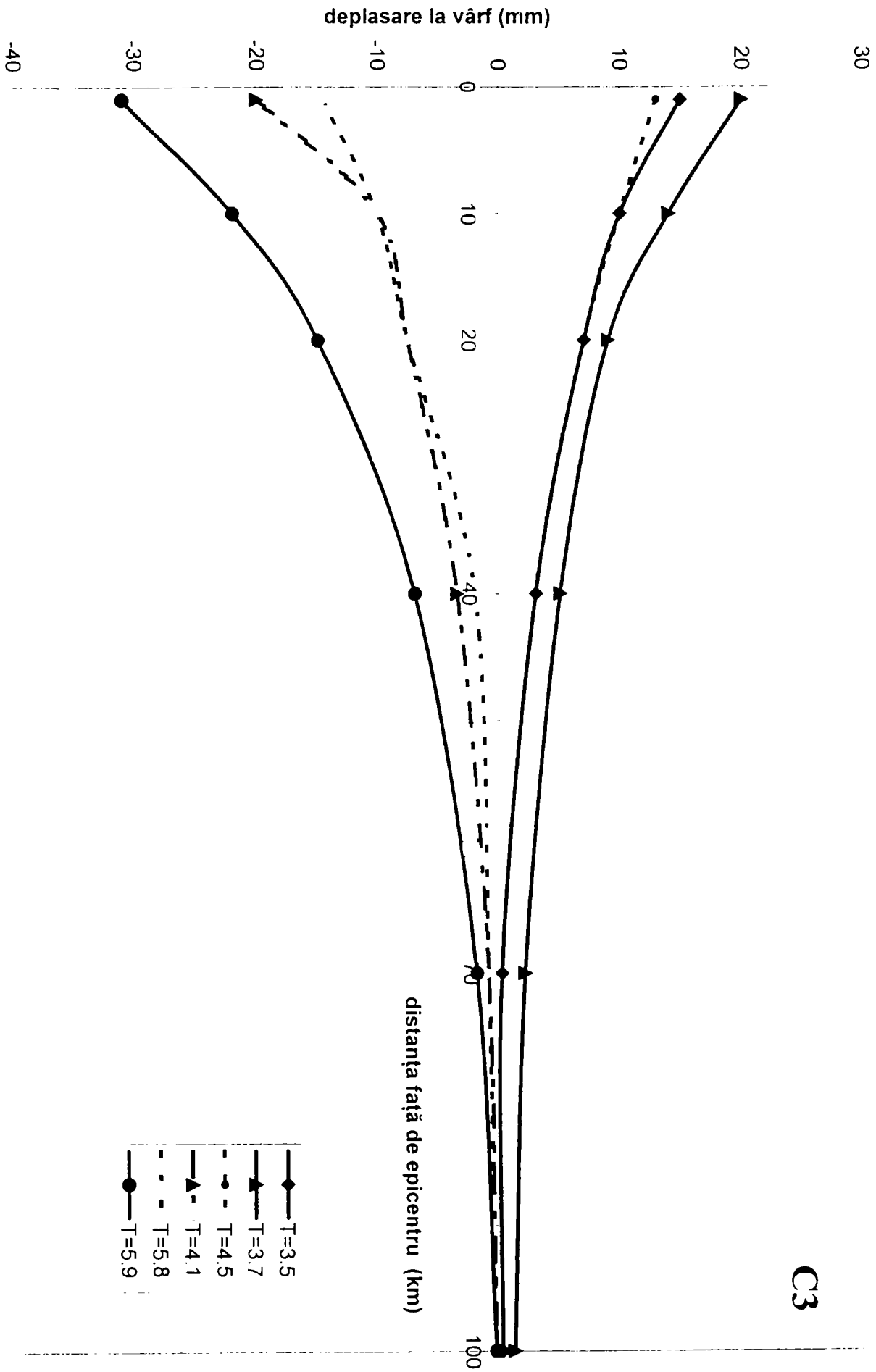


40 km

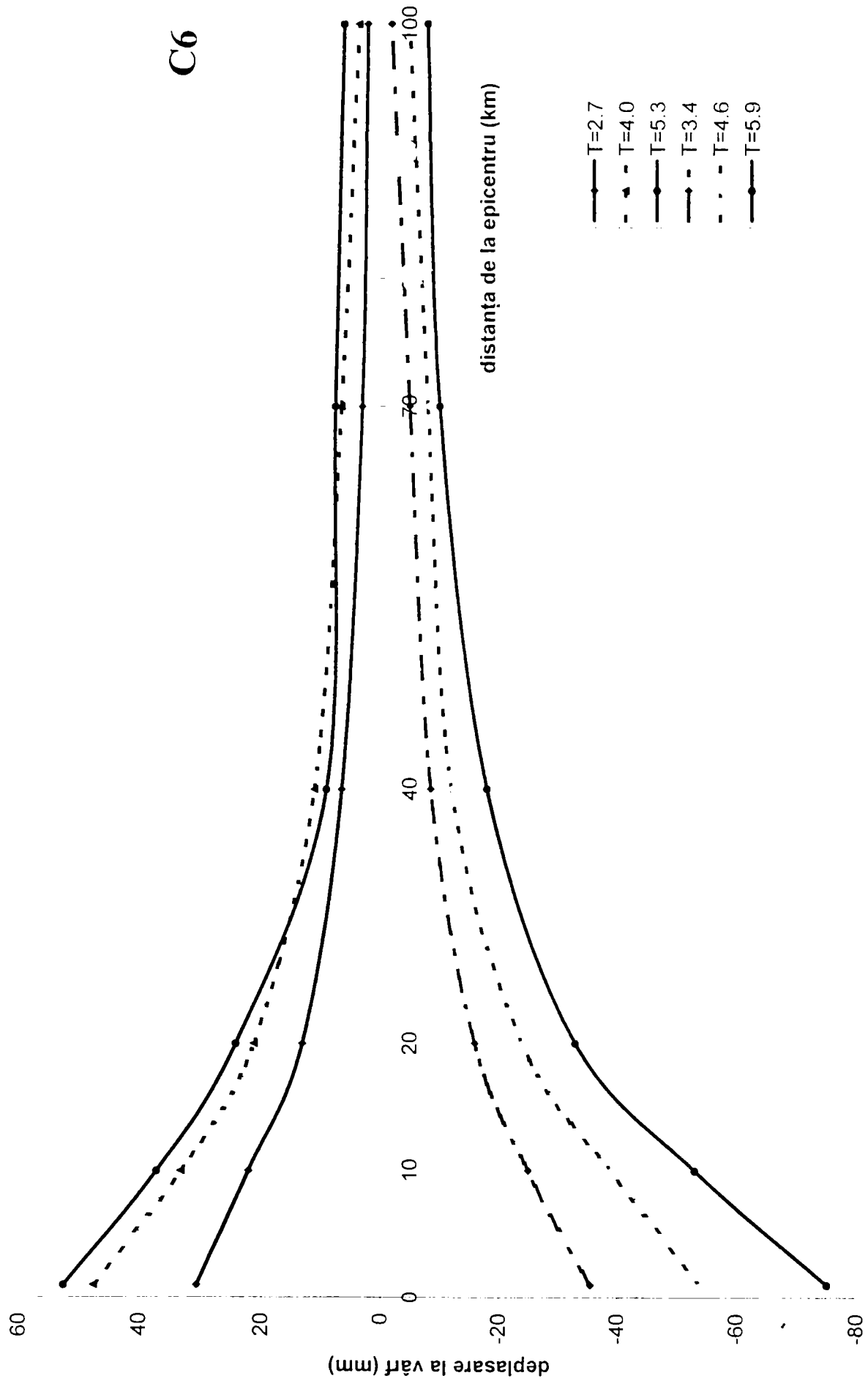
deplasări de nod (mm)

SI.U:  $a=0.52 \text{ m/s}^2$  (SI.F:)  $a=0.28 \text{ m/s}^2$

A 16

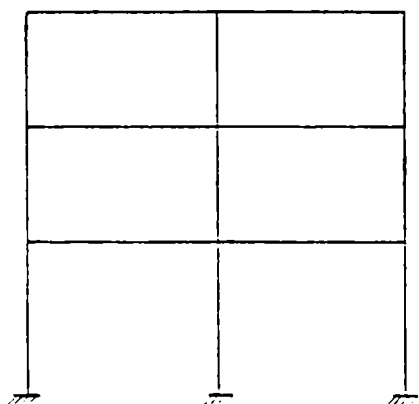


C3



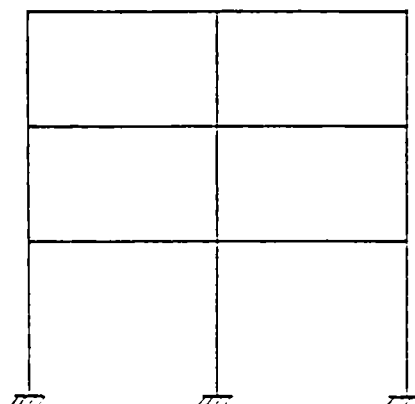
A 18

C3



Starea limită  
de  
serviciu

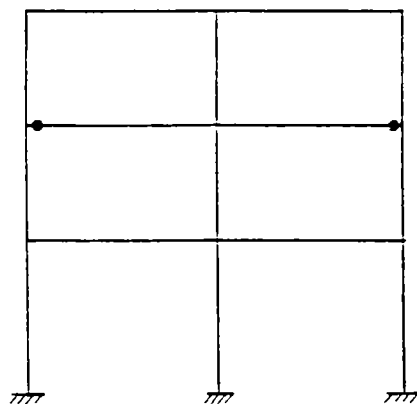
$$a = 121 \text{ cm/sec}^2$$



Starea limită  
ultimă

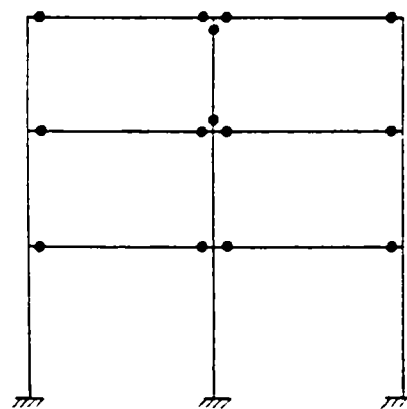
$$a = 226 \text{ cm/sec}^2$$

C3



Formarea primelor  
articulații plastice

$$a = 430 \text{ cm/sec}^2$$



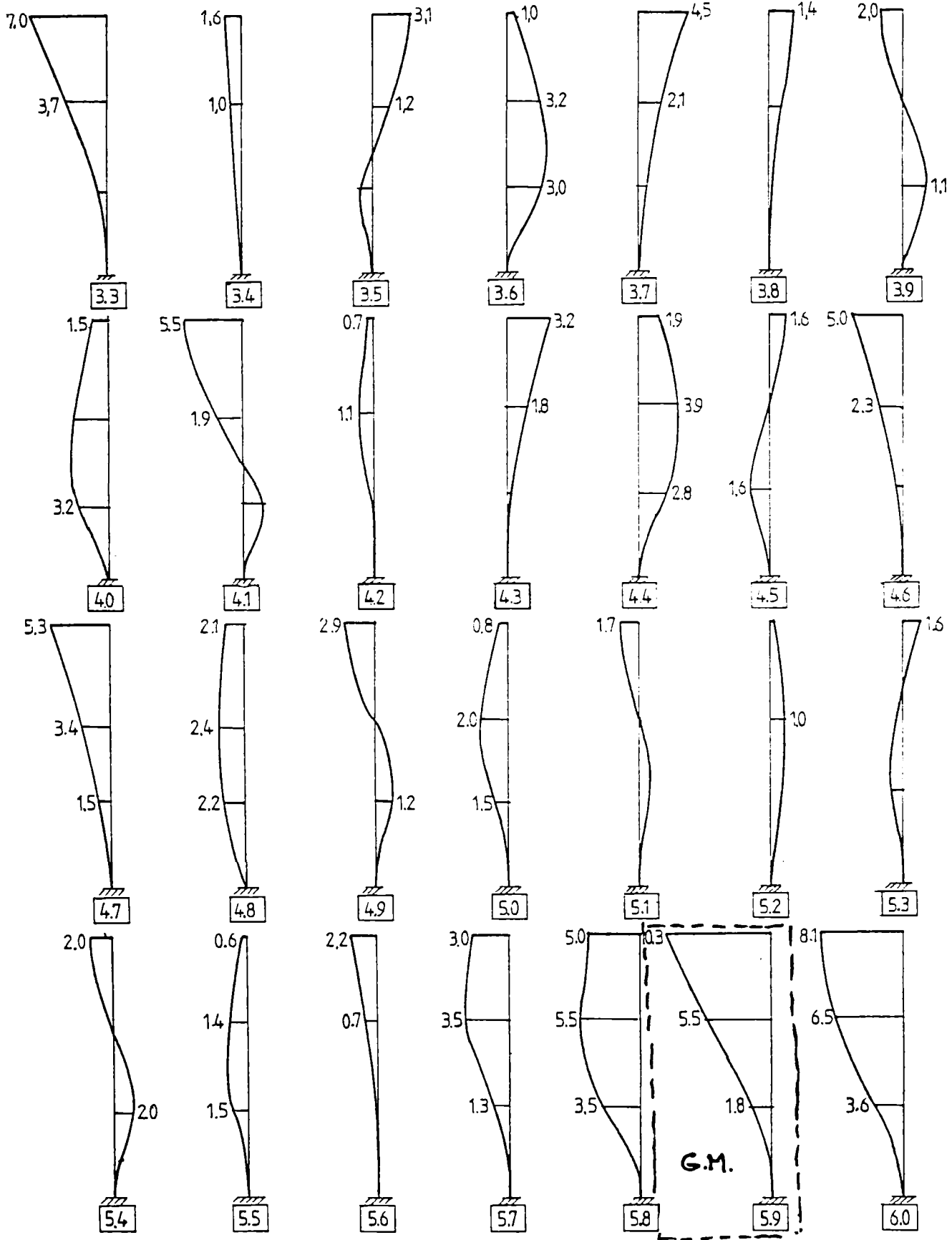
Formarea  
mecanismului

$$a = 759 \text{ cm/sec}^2$$

C3

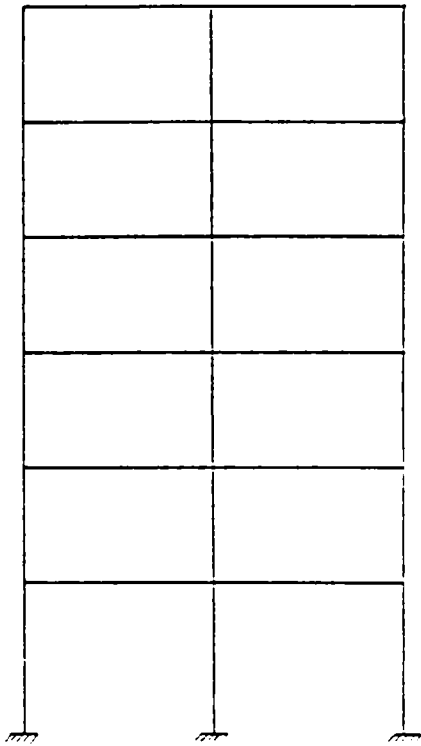
BANAT

$a = 759 \text{ cm/s}^2$



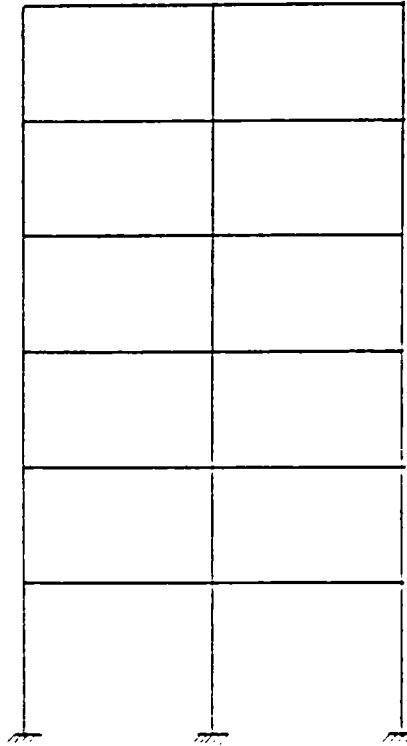
A 20

C<sub>5</sub>



Starea limită  
de serviciu

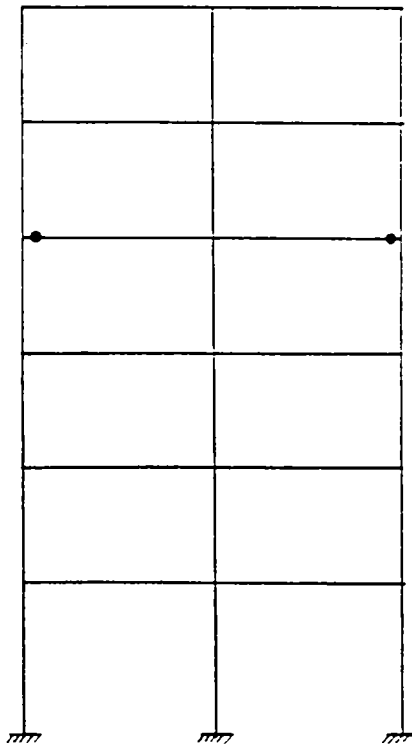
$$a = 121 \text{ cm/sec}^2$$



Starea limită  
ultimă

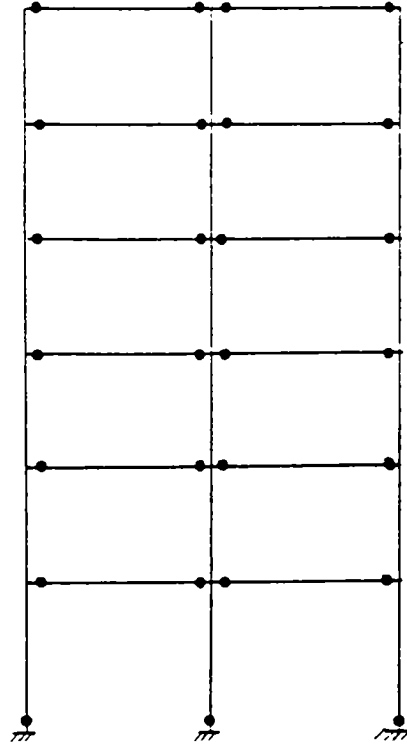
$$a = 226 \text{ cm/sec}^2$$

C<sub>5</sub>



Formarea primei  
articulații plastice

$$a = 430 \text{ cm/sec}^2$$



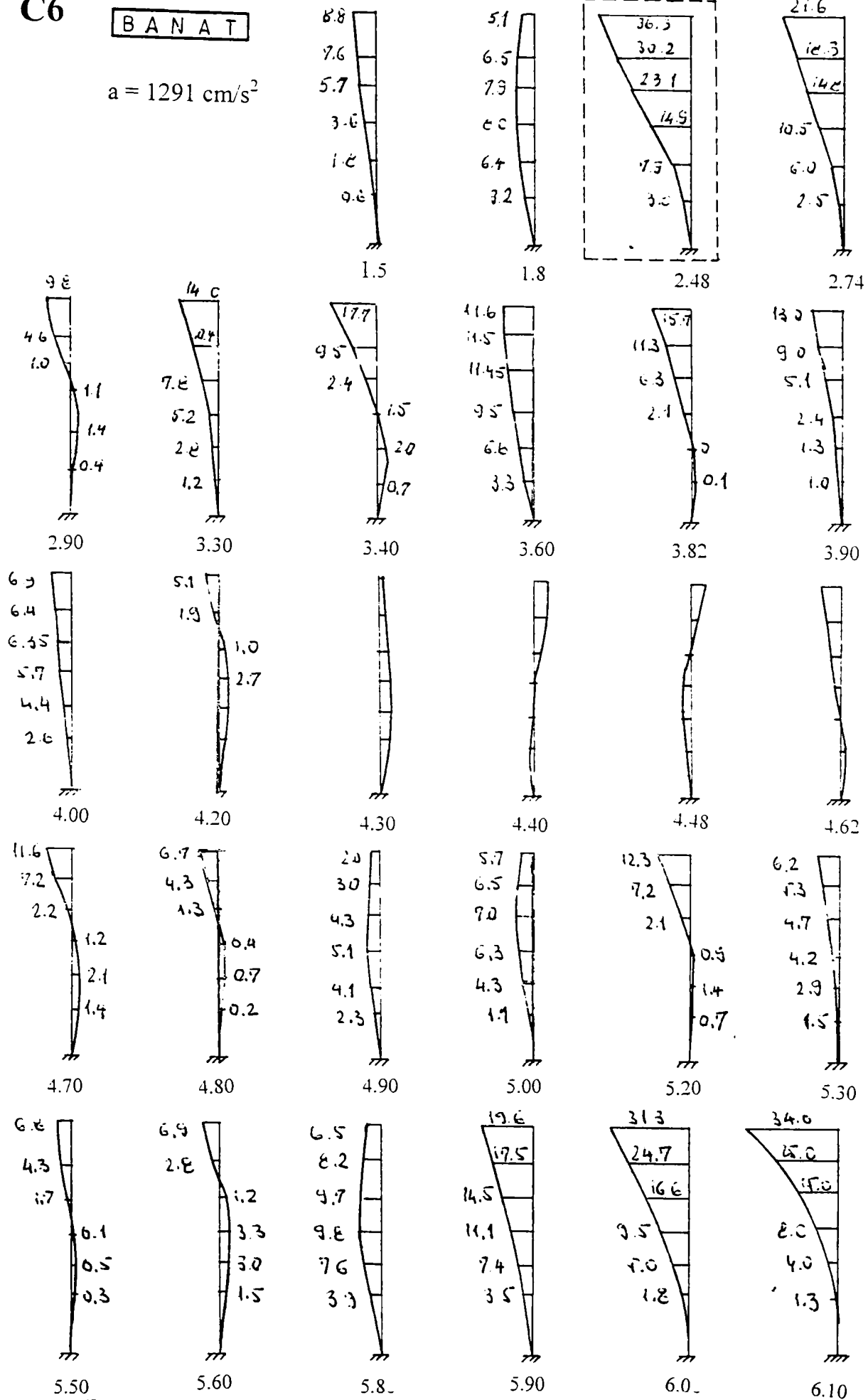
Formarea  
mecanismului

$$a = 1291 \text{ cm/sec}^2$$

C6

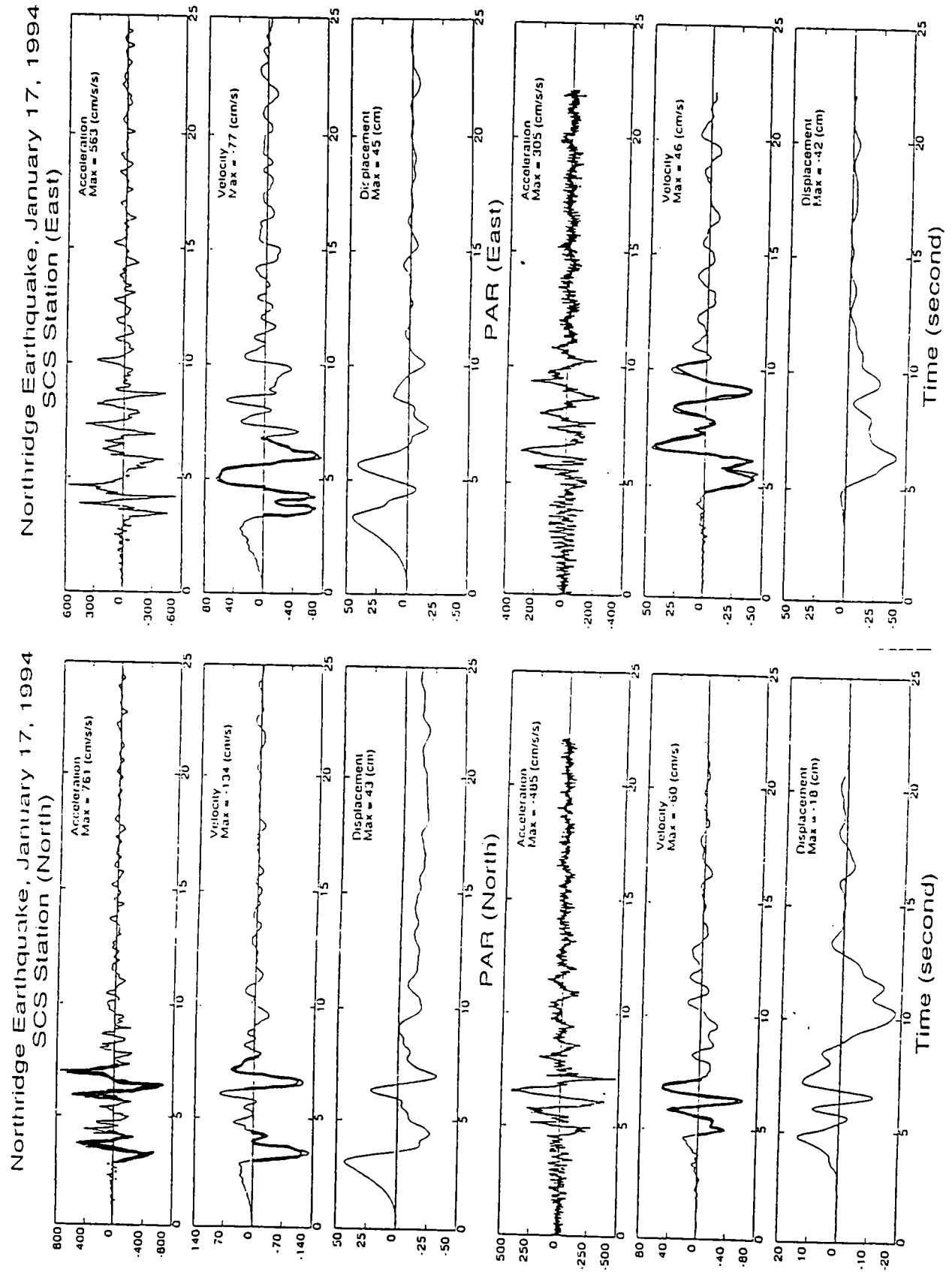
BANAT

$a = 1291 \text{ cm/s}^2$



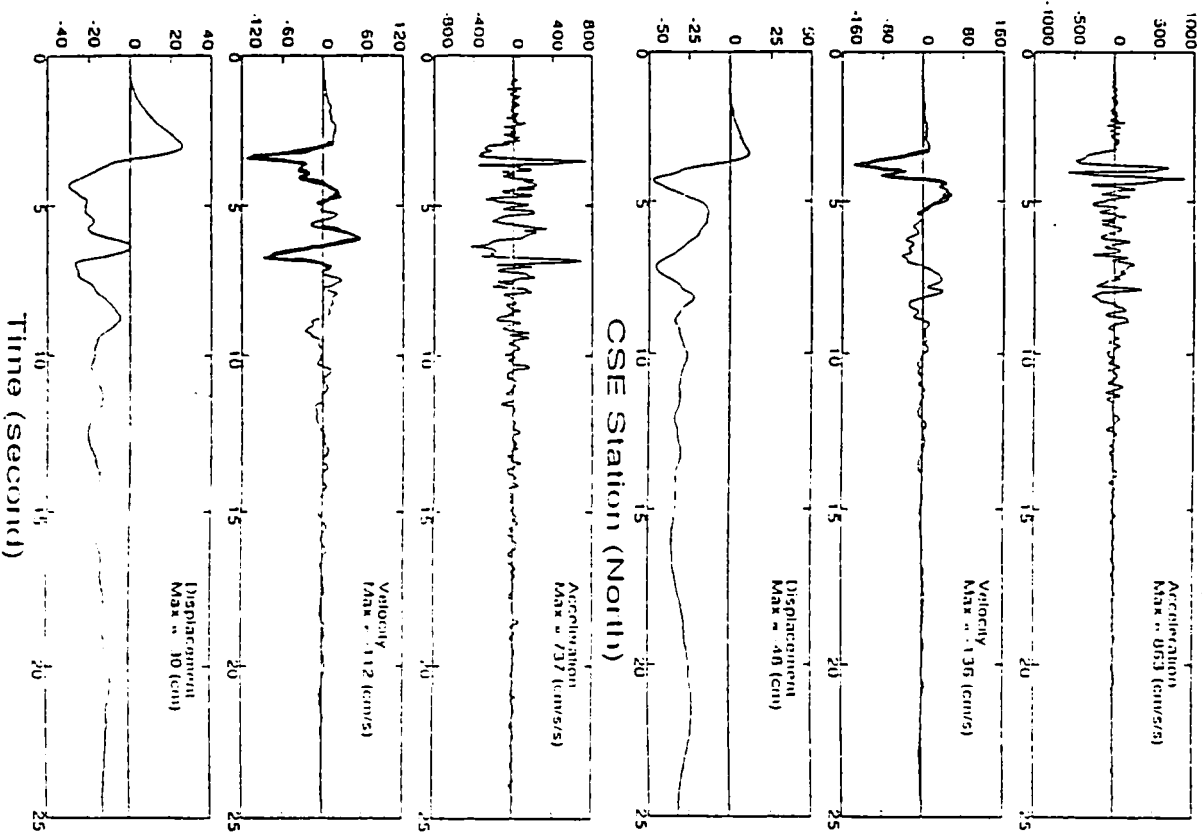


## ANEXA B

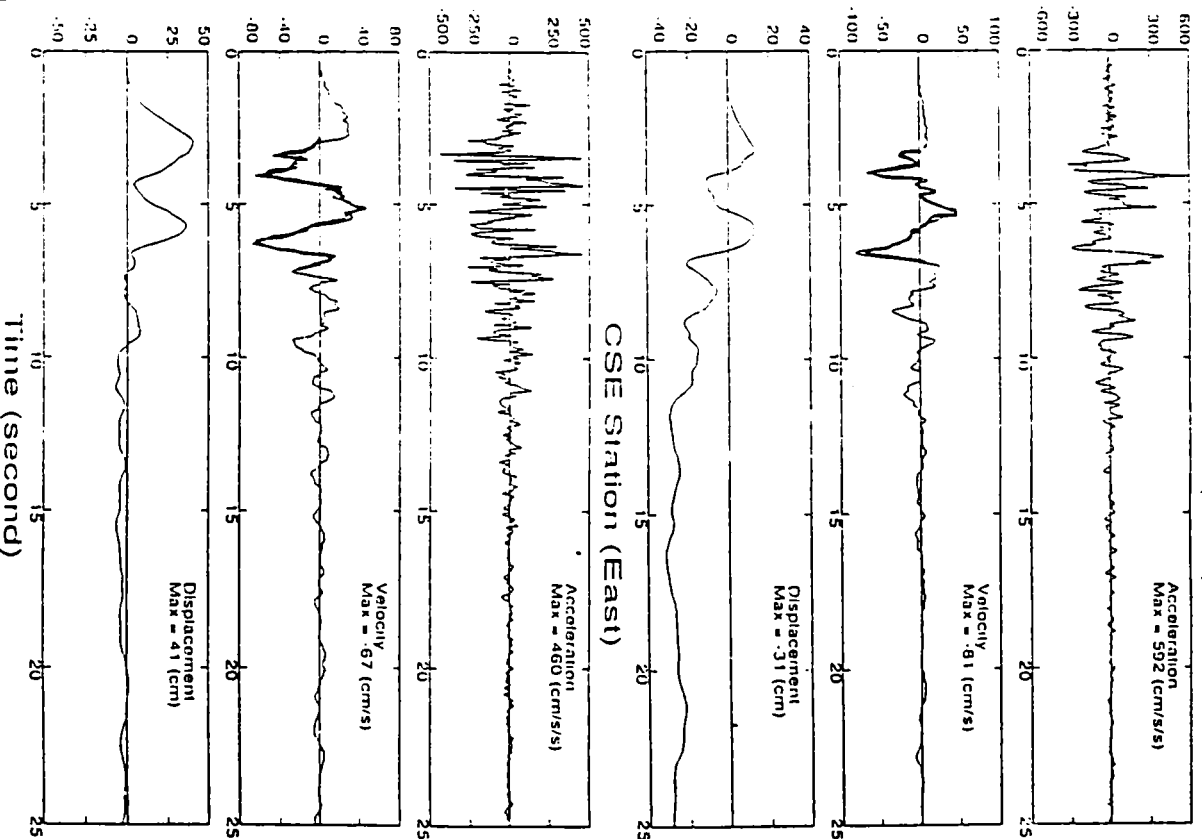


B 2

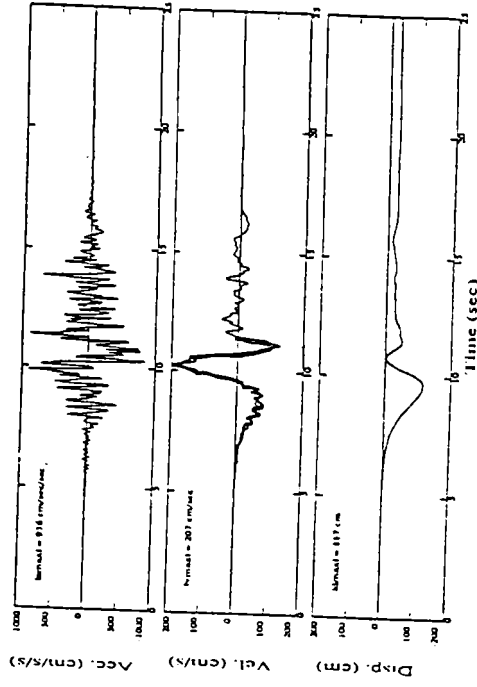
Northridge Earthquake, January 17, 1994  
SCH (North)



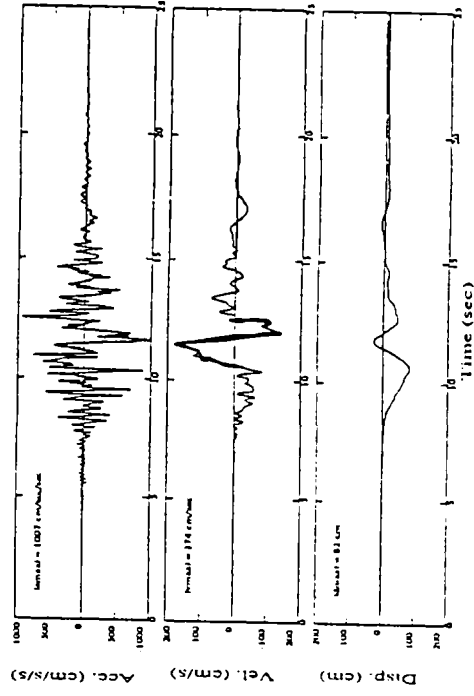
Northridge Earthquake, January 17, 1994  
SCH (East)



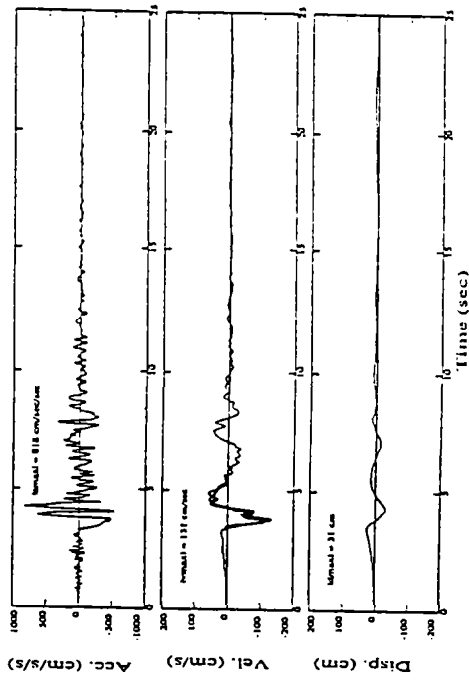
EP14/II GROUND MOTION.



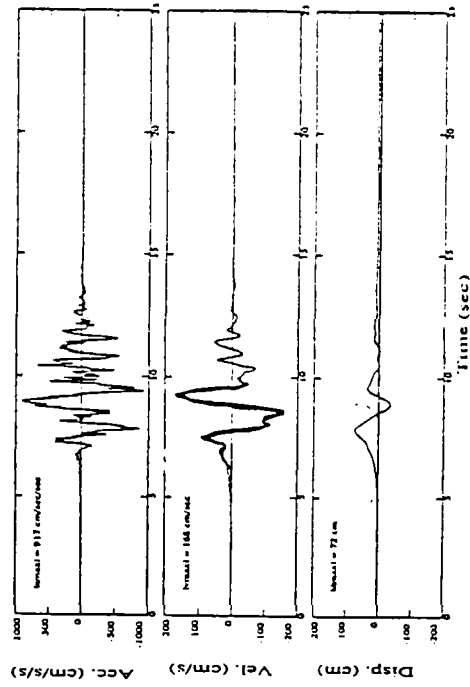
EP17/II GROUND MOTION.



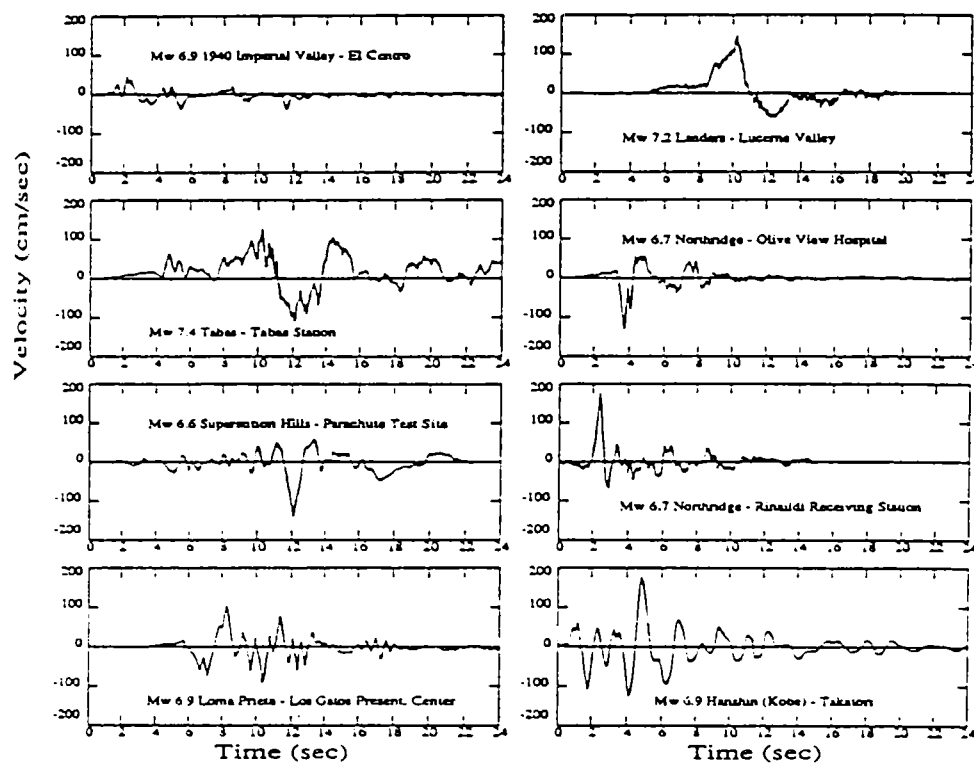
SYLM/II GROUND MOTION.

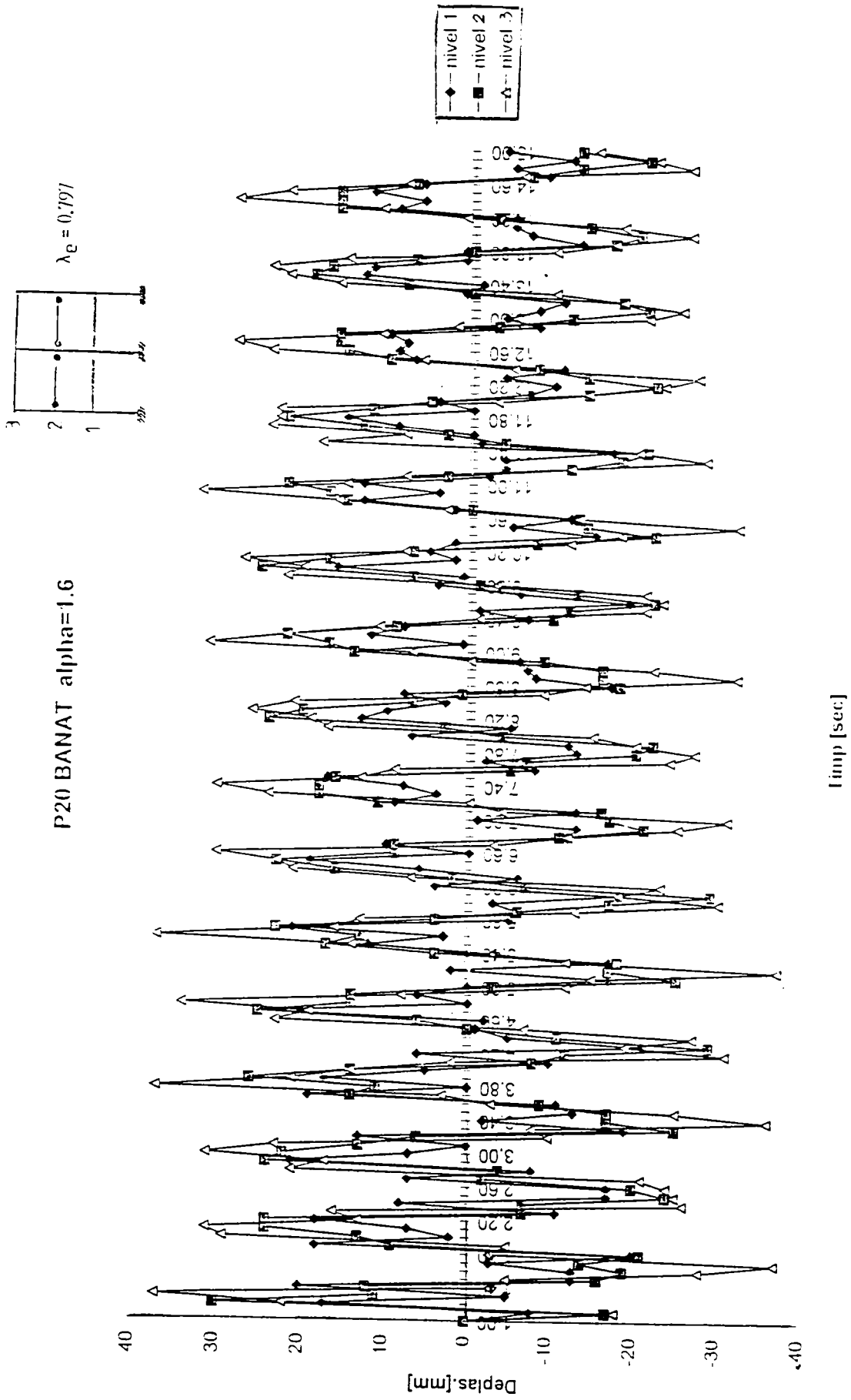


NR11/II GROUND MOTION.

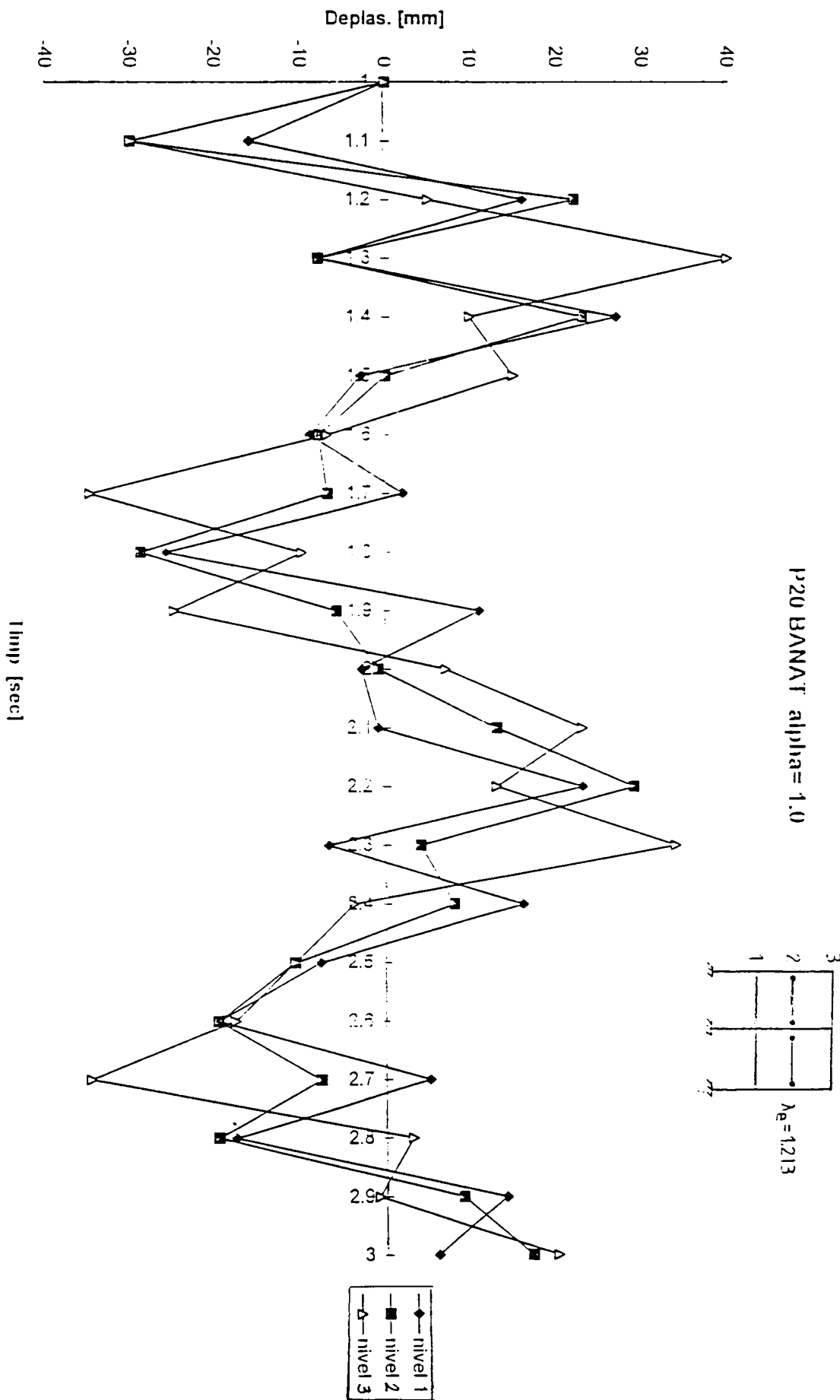


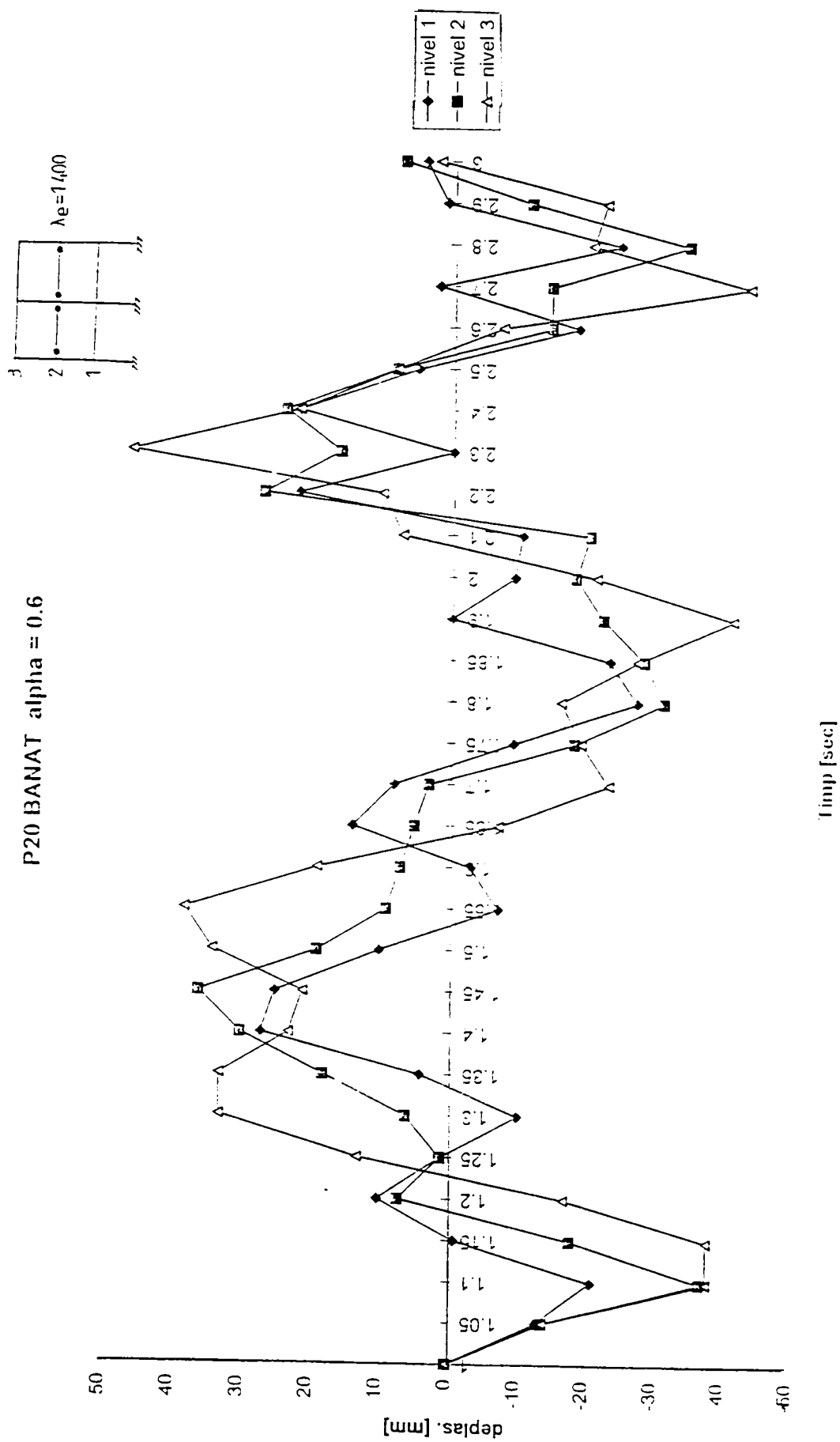
B 4





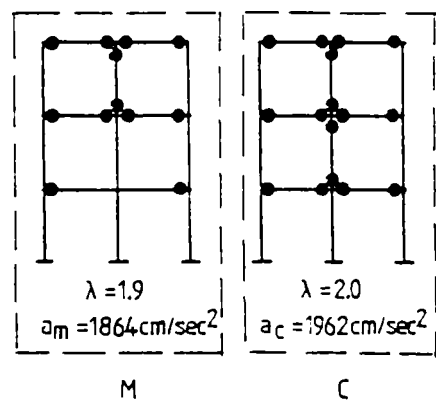
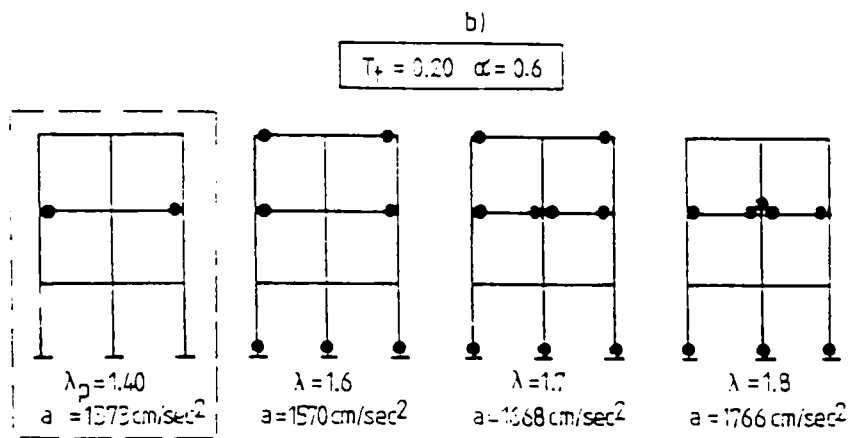
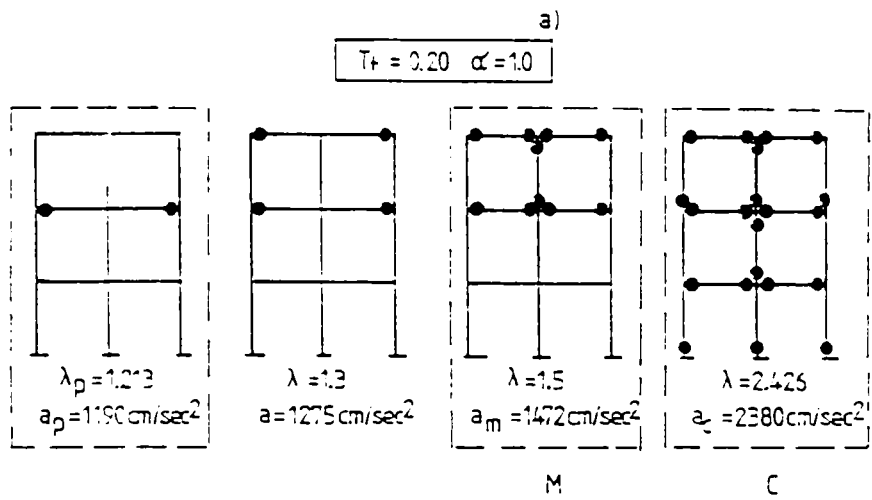
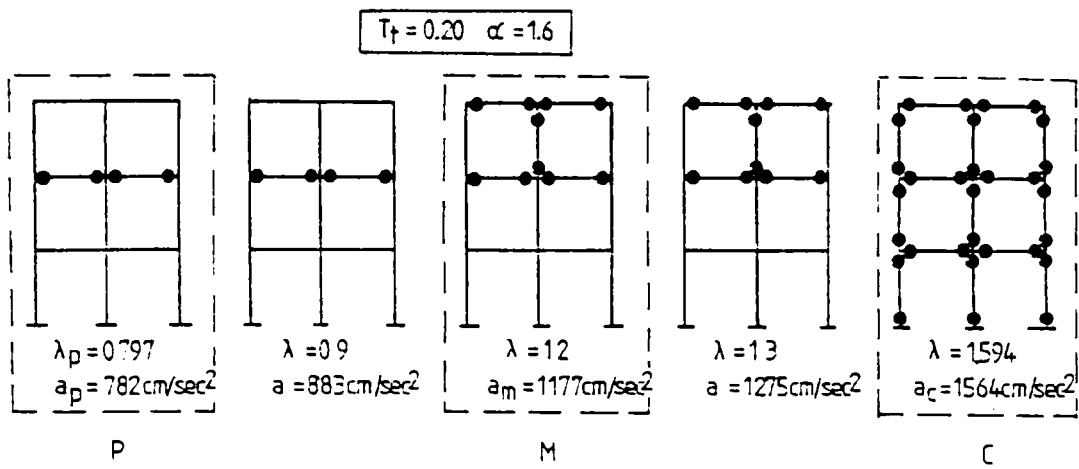
B 6

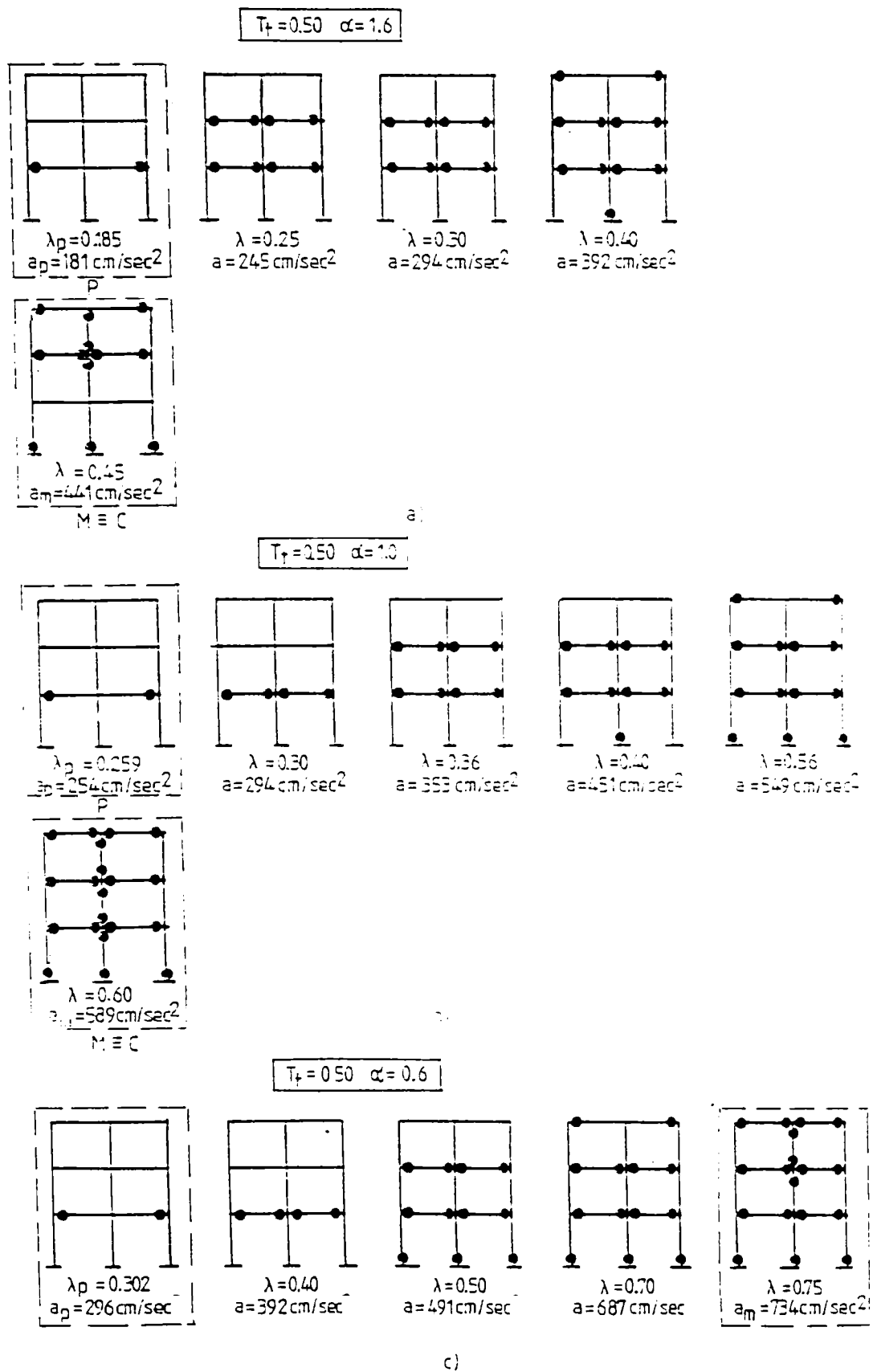






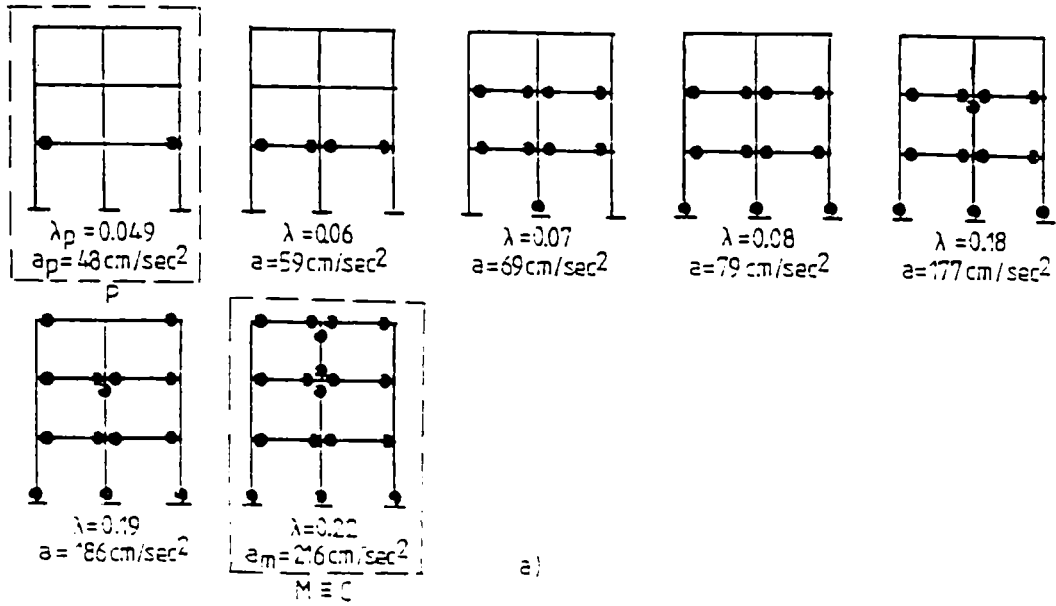
B 8



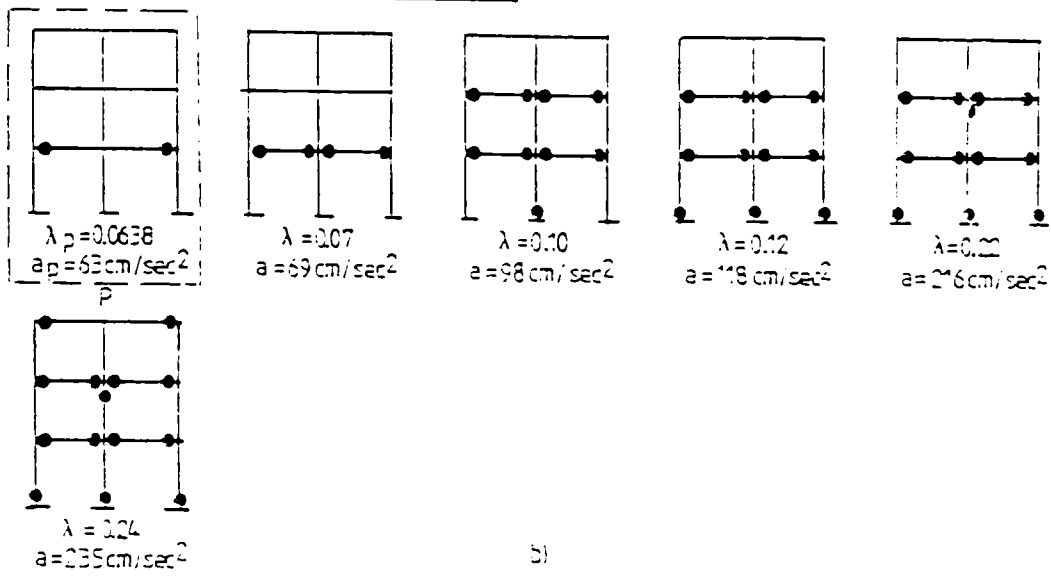


B 10

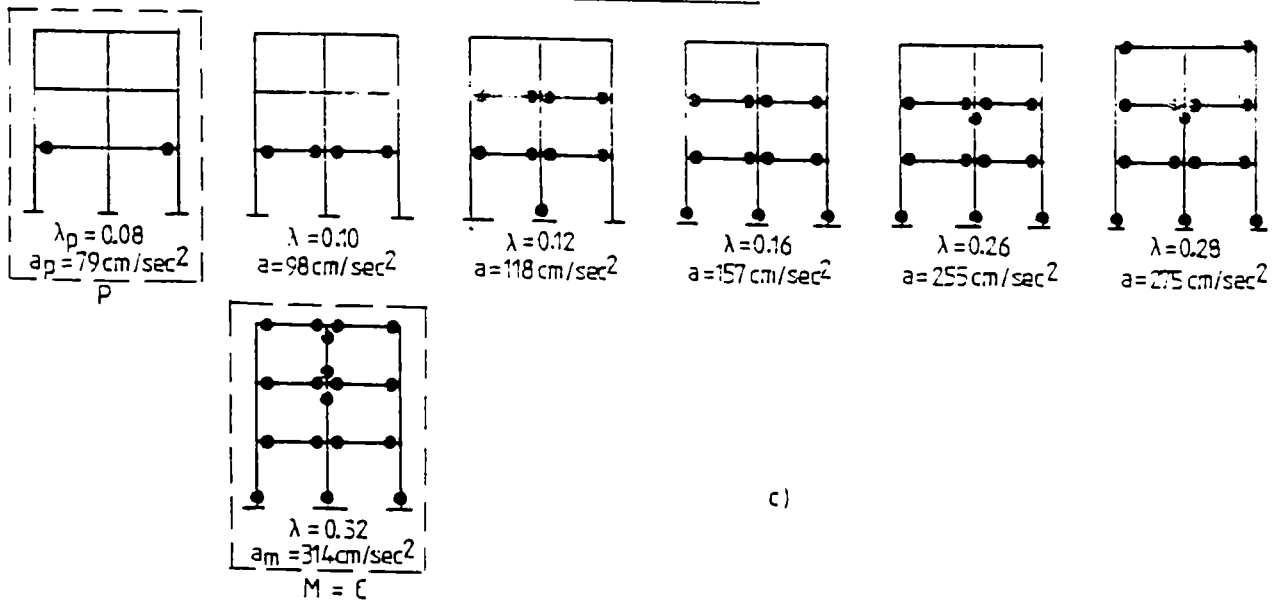
$T_f = 1.0 \quad \alpha = 1.6$

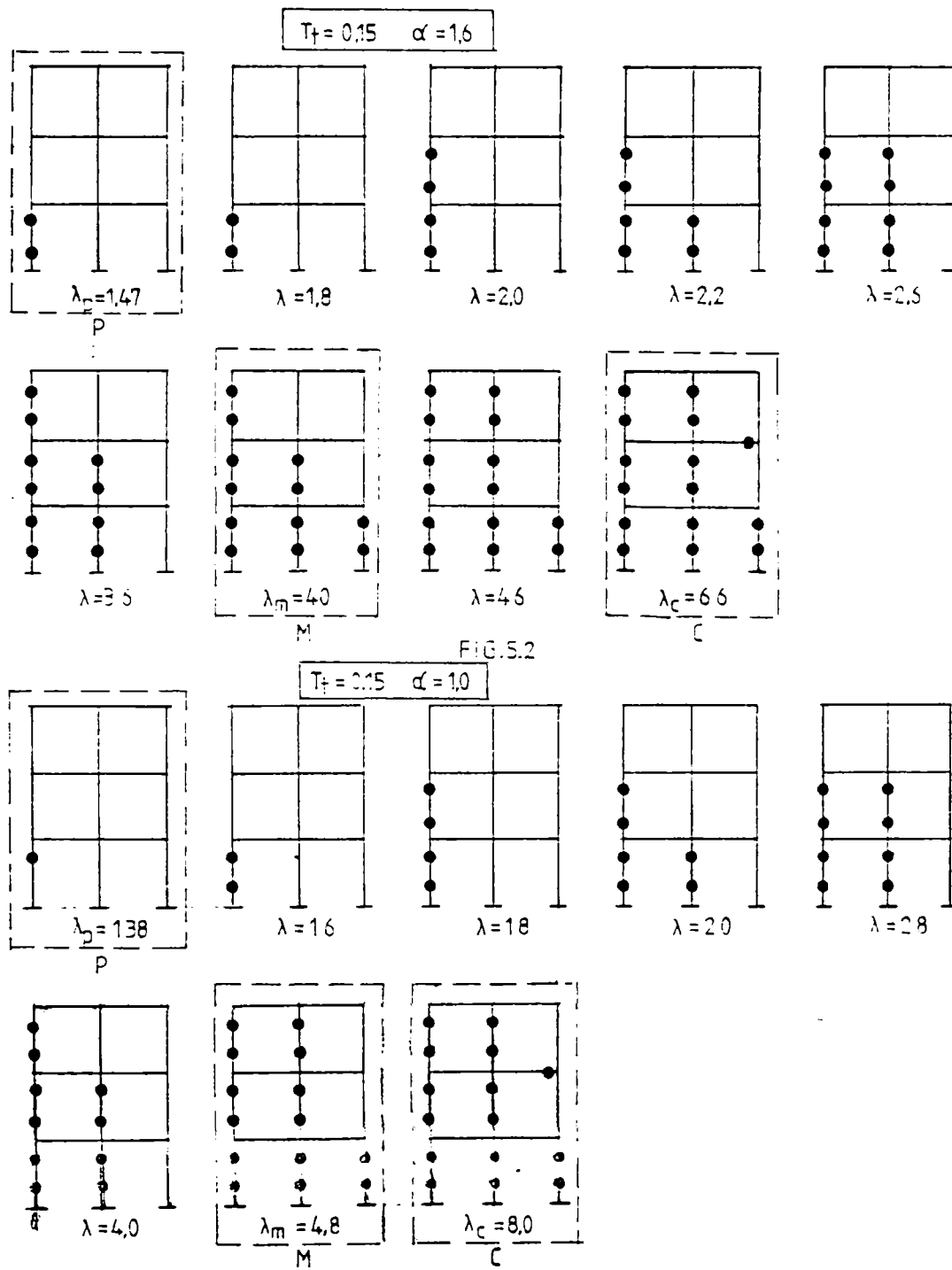


$T_f = 1.0 \quad \alpha = 1.0$

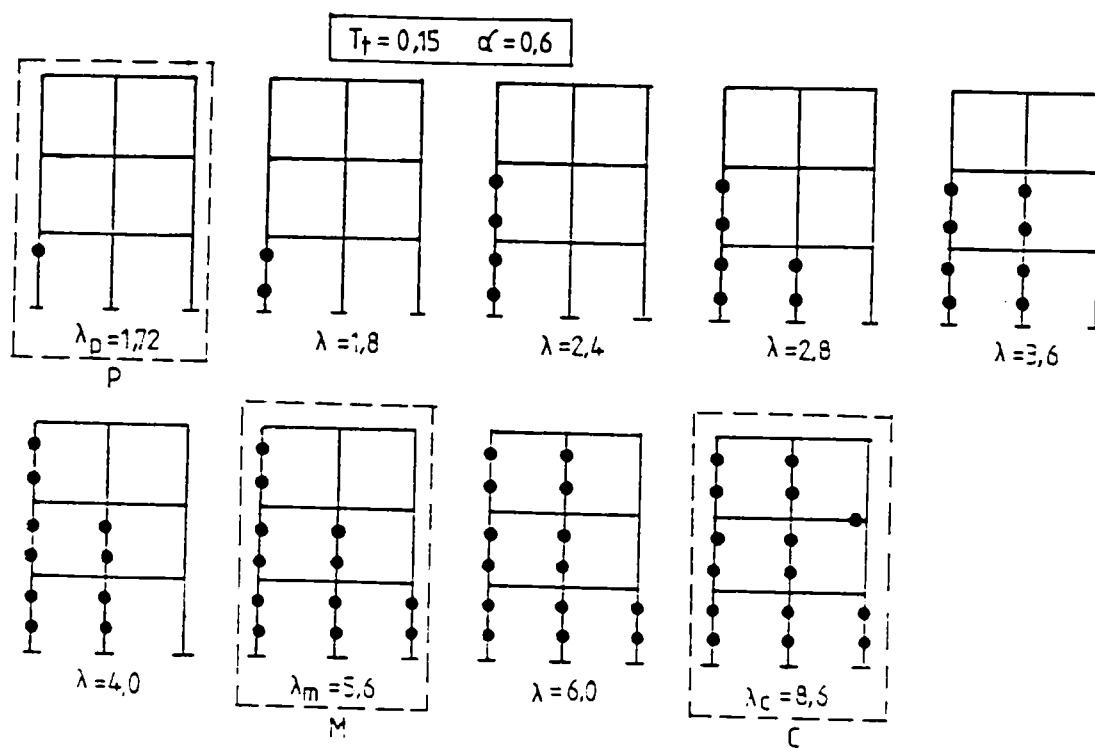


$T_f = 1.0 \quad \alpha = 0.6$





B 12



## ANEXA C

## C 1

Cutremur	M	Sit	Distanța (km)	Vârf accelerație (g)		Vârf de viteză (cm/s)	
				oriz.	vert.	oriz.	vert.
1966 Parkfield, SUA	6.0	Cholame #2	1	0.50	0.27	78	14
1971 San Fernando, SUA	6.6	Pacoima Dam	3	1.25	0.71	115	58
1976 Gazli, URSS	7.0	Karakyr	4	0.75	1.33	54	49
1978 Tabas, Iran	7.8	Tabas	3	0.94	0.74	111	42
1979 Imperial Valley SUA	6.4	El Centro	1	0.43	1.52	109	51
		Weloland	2	0.38	0.23	115	29
		Bonds Corner	3	0.79	0.35	44	12
1980 Mexic. Valley, Mexic	6.4	Victoria	7	0,98	1.30	82	29
1984 Morgan Hill, SUA	6.2	Coyote Lake Dam	3	1.30	0.40	80	15
1985 Nahanni, Canada	6.9	Site #1	9	1.35	2.37	46	43
1986 El Salvador	5.4	G.I.Center	2	0.71	0.40	80	11
1986 Cerro Prieto, Mexic	5.6	Cerro Prieto	2	1.45	0.69	54	19
1987 Superst.Hills, SUA	6.6	Superstition Wtn	6	0.91	0.65	44	-
		Parachute Test S.	1	0.53	0.45	138	-
1989 Loma Prieta, SUA	7.1	Corralitos	1	0.63	0.44	55	19
		Lexigton Dam	3	0.44	0.15	95	26
1992 Petrolia, SUA	6.9	Cape Mendocino	5	1.50	0.75	126	60
		Petrolia	10	0.66	0.16	90	21
1992 Landers, SUA	7.5	Lucerne SCE Site	2	0.88	0.84	142	39
1994 Northridge, SUA	6.7	Tarzana	16	1.78	1.05	110	72
		Sylmar	8	0.84	0.54	129	19
		Newhall	9	0.61	0.61	95	31
		Arleta	10	0.35	0.58	40	18
		Pacoima Dam	10	1.59	1.23	105	49
		Rinaldi	8	0.85	0.86	177	-
		Jansen F Plant	8	0.98	0.52	103	-
		Sepulveda Hosp.	8	0.94	0.48	75	-
		Takatori	3	0.68	0.30	138	20
		Fukiai	4	0.81	-	120	-
1995 Kobe, Japonia	7.2	Kobe J.M.A.	4	0.83	0.34	90	40
		Kobe University	4	0.43	0.43	55	19
		Kobe Substation	4	0.59	0.51	77	26
		Kobe Harbour	5	0.51	0.29	100	32
		Port Island	5	0.34	0.57	85	62

## C 2

Cutremur	Distanța* (km)	Accelerația (g)	Viteza (cm/sec)	Deplasare (cm)
1971 San Fernando, SUA, M=6.7 Pacoima Dam	0	1.12	113	38
1978 Tabas, Iran, M=7.4 Tabas	3	0.92	125	106
1979 Imperial Valley, SUA, M=6.5 El Centro Array 7	1	0.65	110	41
El Centro Array 6	1	1.74	110	55
Bonds Comer	4	0.81	44	15
El Centro Array 5	4	0.56	87	52
El Centro Array 8	4	0.64	53	29
1985 Nahanni, Canada, M=6.8 Site 1	0	>2.0	39	36
Site 2	0	0.50	31	31
1987 Superstition, SUA, M=6.6 Parachute Test site	0	0.53	138	60
Superstition Mountain	6	0.91	44	15
1989 Loma Prieta, SUA, M=6.9 Los Gatos Presentation Center	0	0.62	102	40
Lexington Dam	5	0.44	120	32
1992 Erzincan, Turkey, M=6.8 Erzincan	2	0.50	105	40
1992 Petrolia, SUA, M=7.0 Cape Mendocino	0	>1.8	126	67
Petrolia	5	0.69	90	31
1993 Landers, SUA, M=7.2 Lucerne	1	0.90	142	255
1994 Northridge, SUA, M=6.7 Rinaldi Receiving Station	0	0.85	177	50
Sylmar Converter Station	0	0.90	129	50
Los Angeles Dam	0	0.32	79	22
Sepulveda Veterans Hospital	0	0.94	75	15
Jensen Filtration Plant	0	0.85	103	38
Sylmar County Hospital	2	0.91	134	44
Van Nuis Hotel	2	0.47	48	13
Arleta Fire Station	4	0.59	44	15
Newhall Fire Station	5	0.63	101	36
Tarzana nurcery	5	1.82		
1995 Kobe, Japan, M=6.9 Kobe (JMA)	0	0.85	105	26
Kobe University	0	0.31	55	18
Takatori	0		176	

Observații: Cutremurele înregistrate sunt la distanțe mai mici de 5 km;

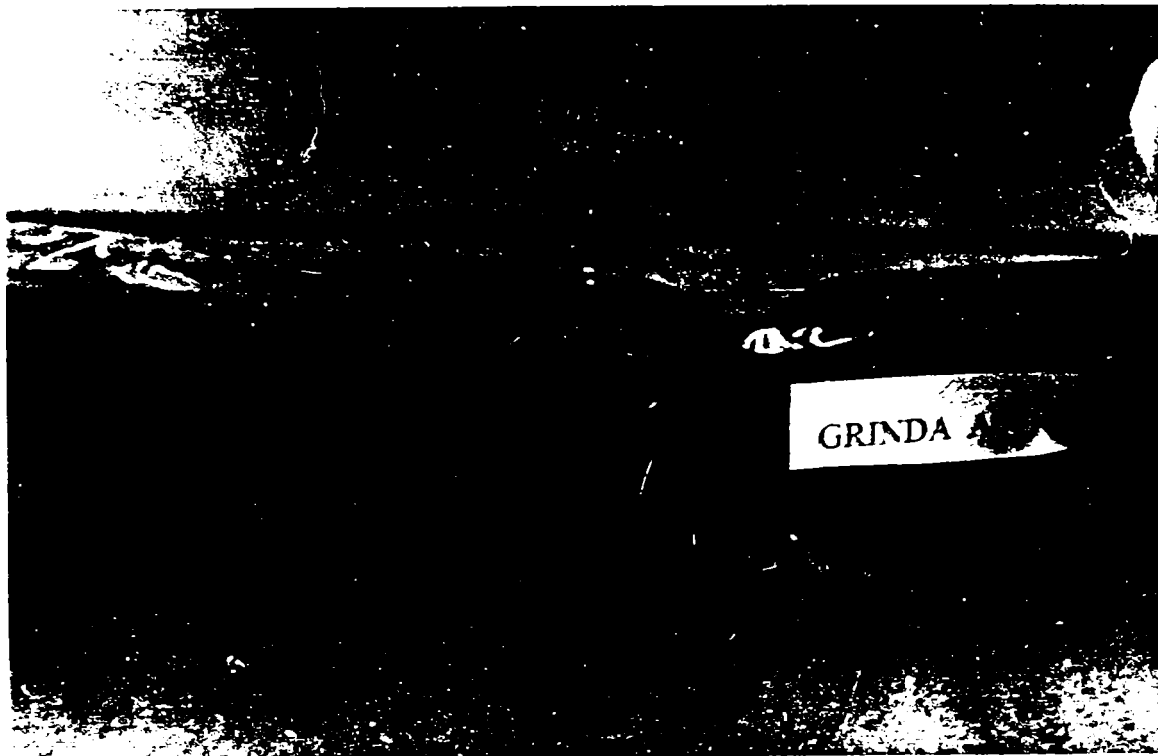
\* distanța orizontală aproximativă de la locul înregistrării la proiecția pe suprafața a faliei.



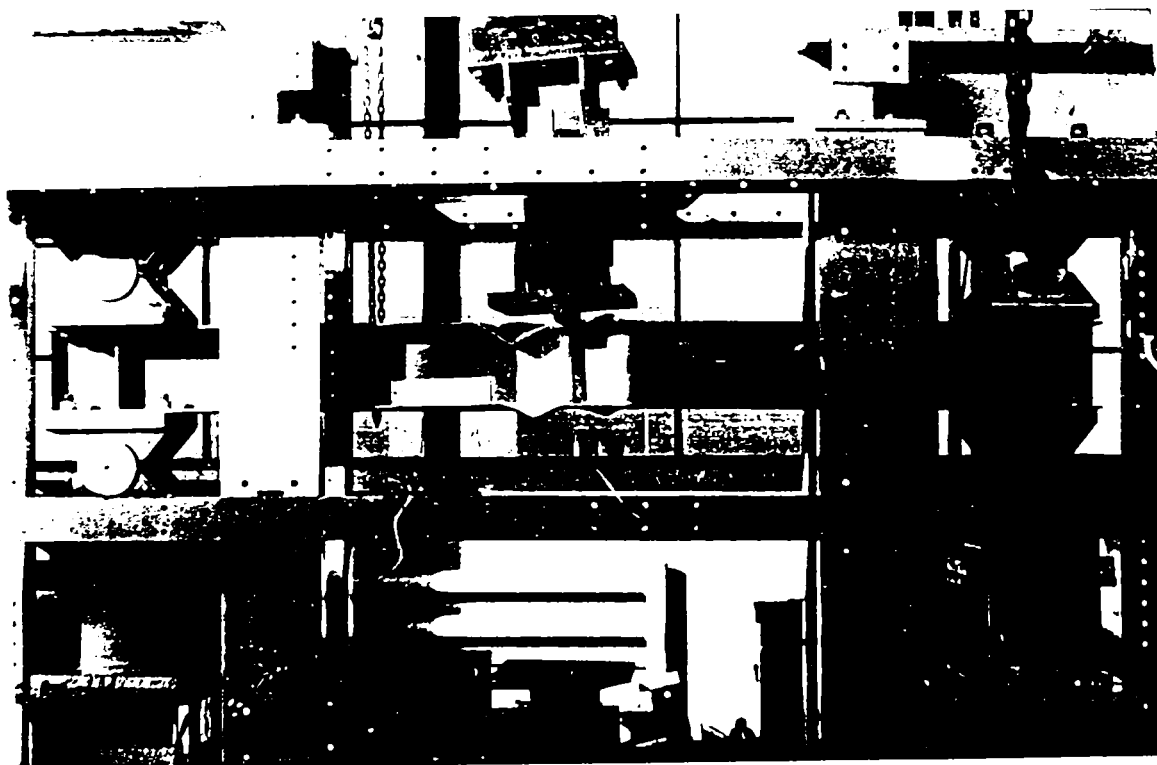




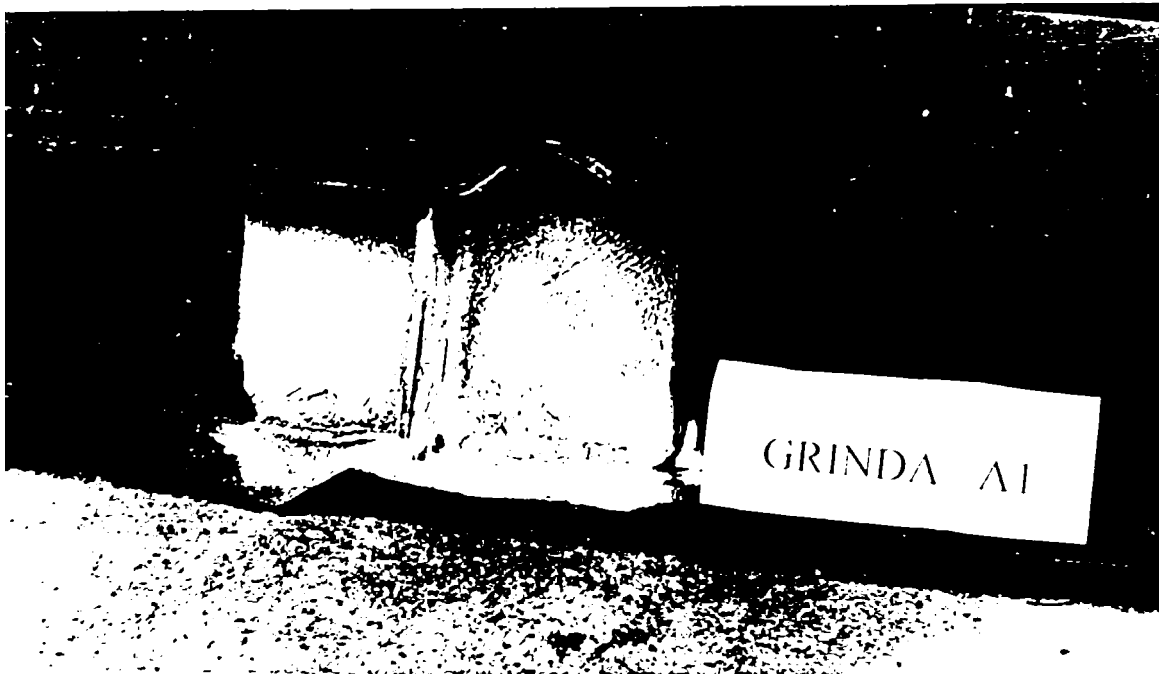
D 2c



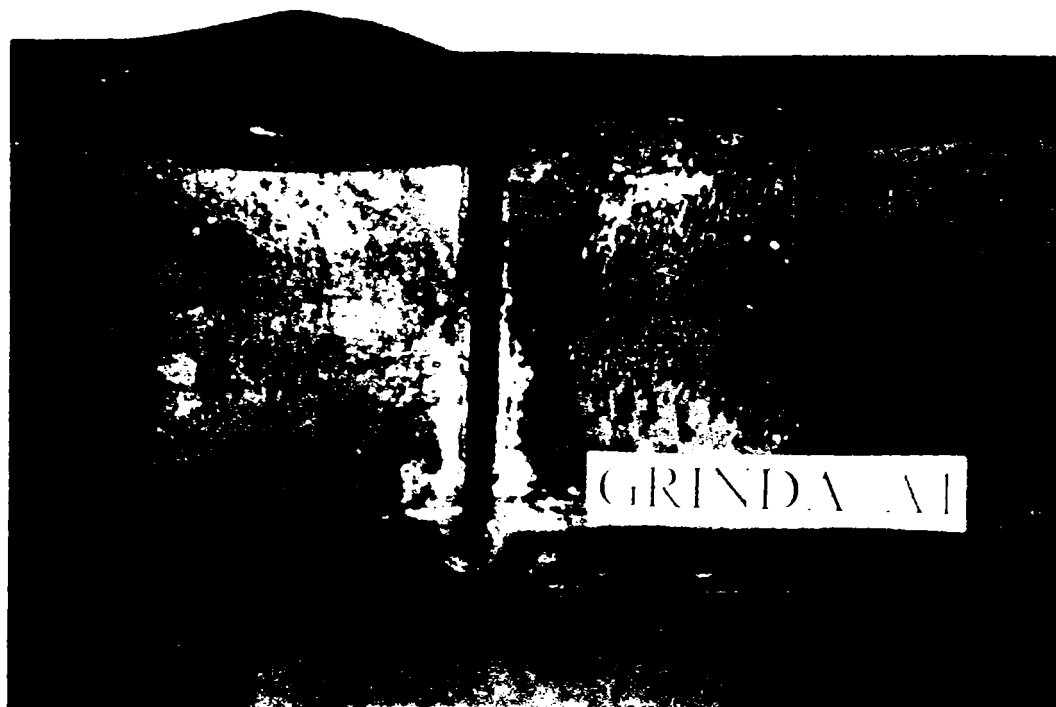
D 3a



D 3b,c



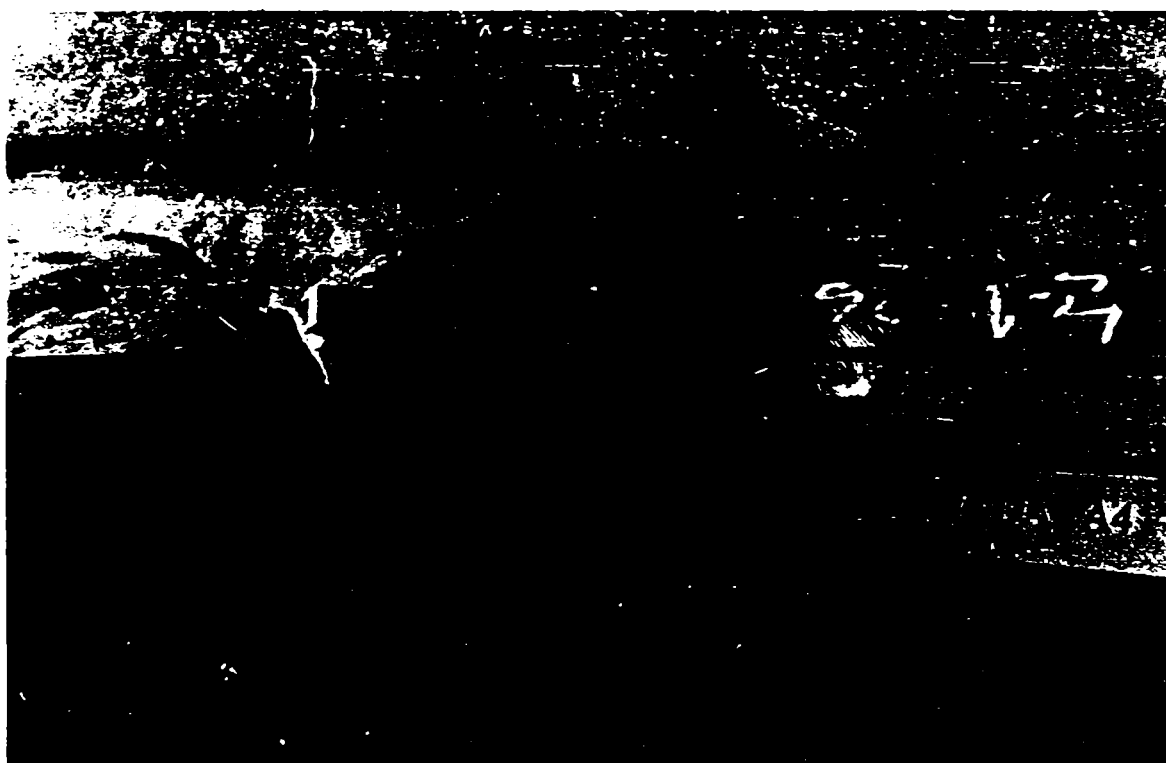
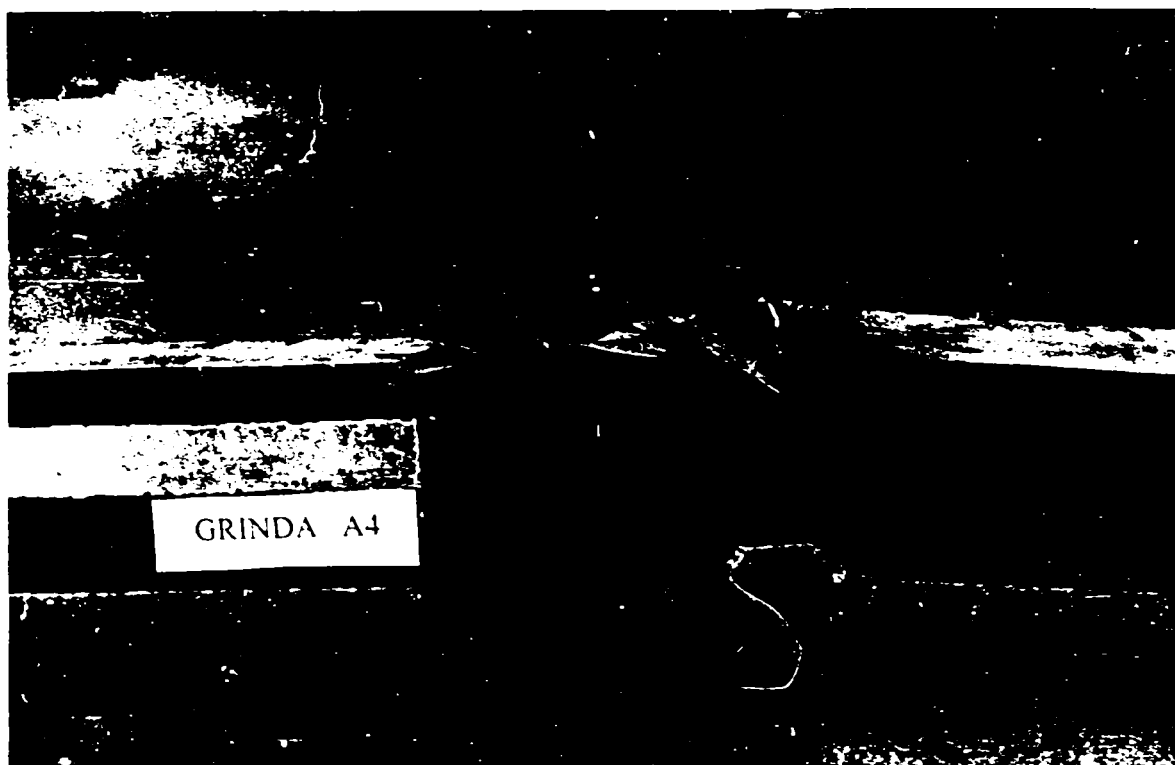
D 3d



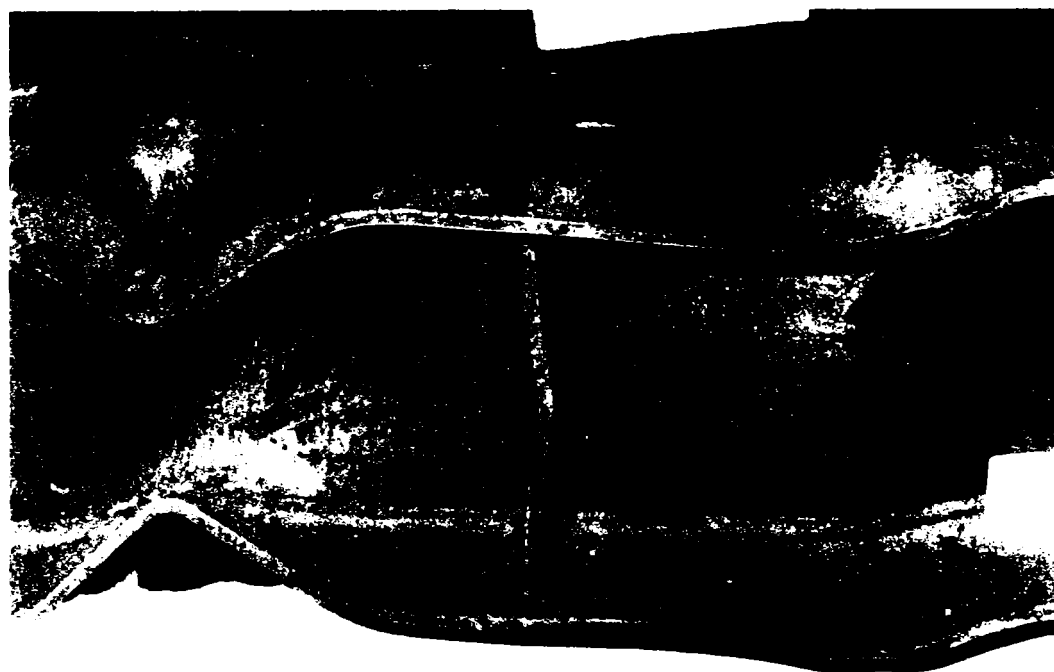
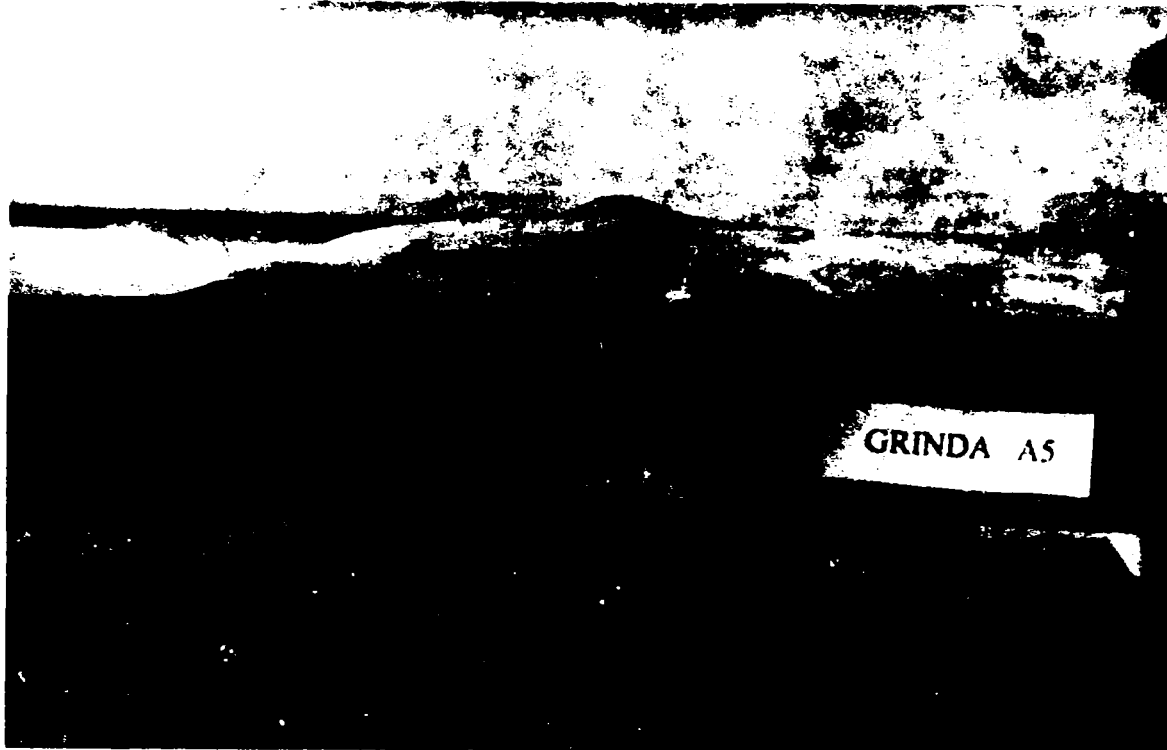
D 4a



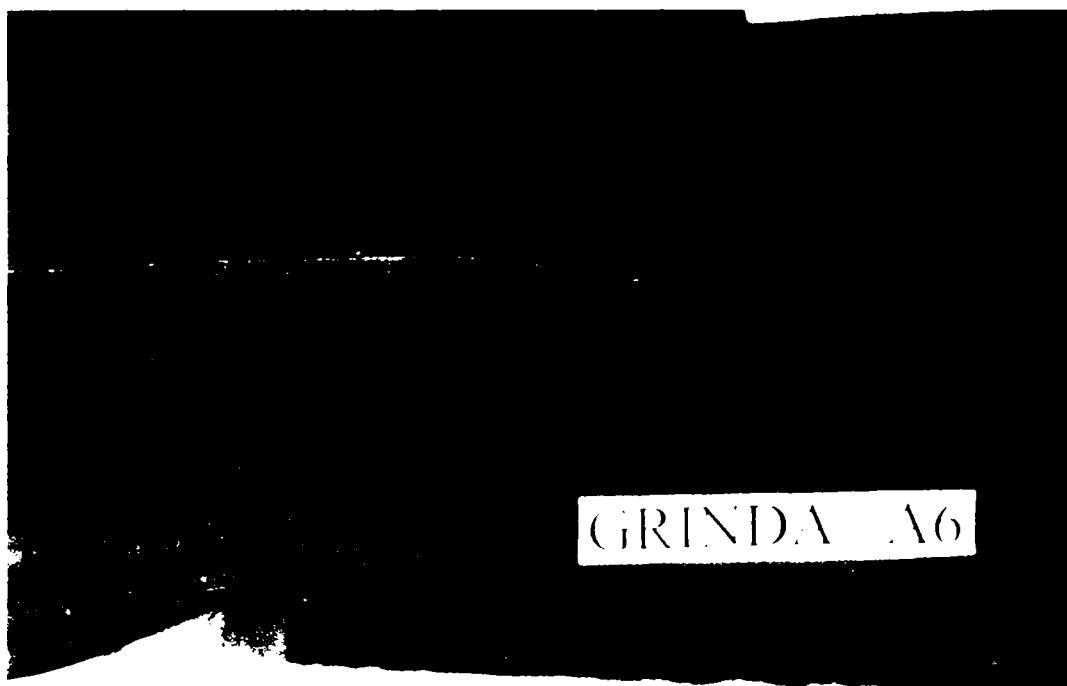
D 4b,c



D 5a,b



D 5c,d

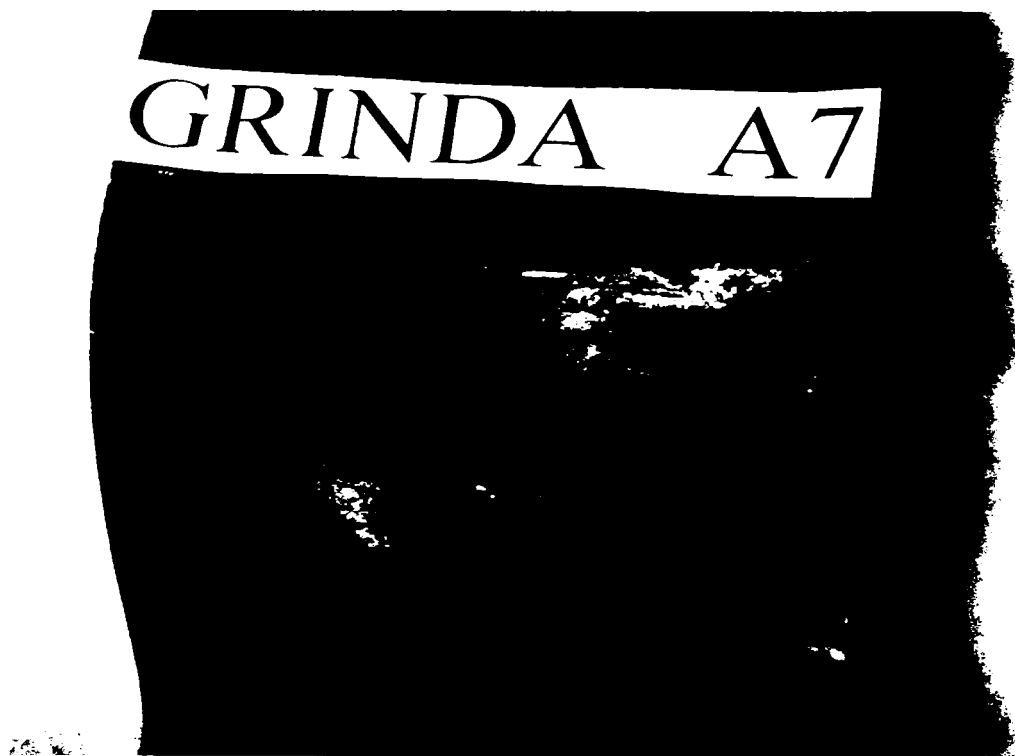
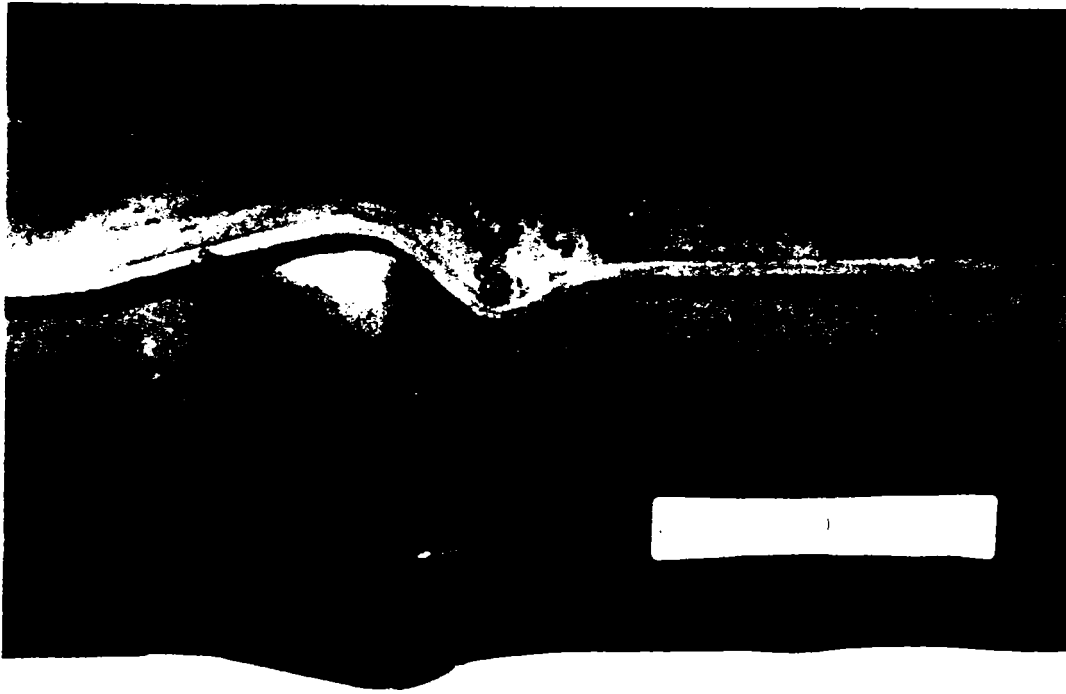




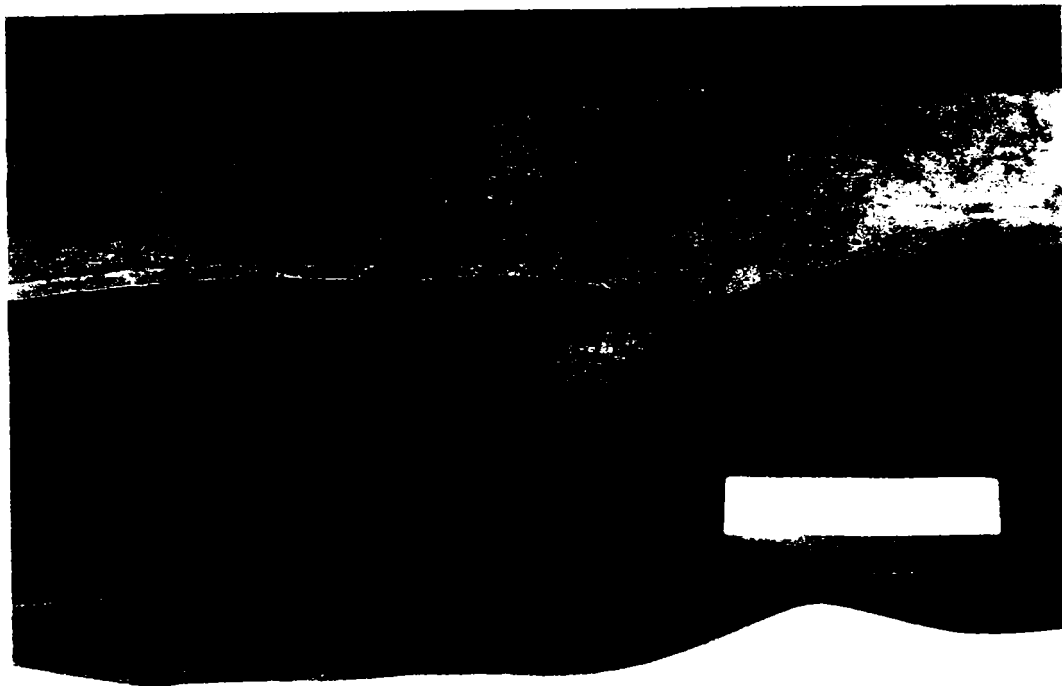
D 6a,b



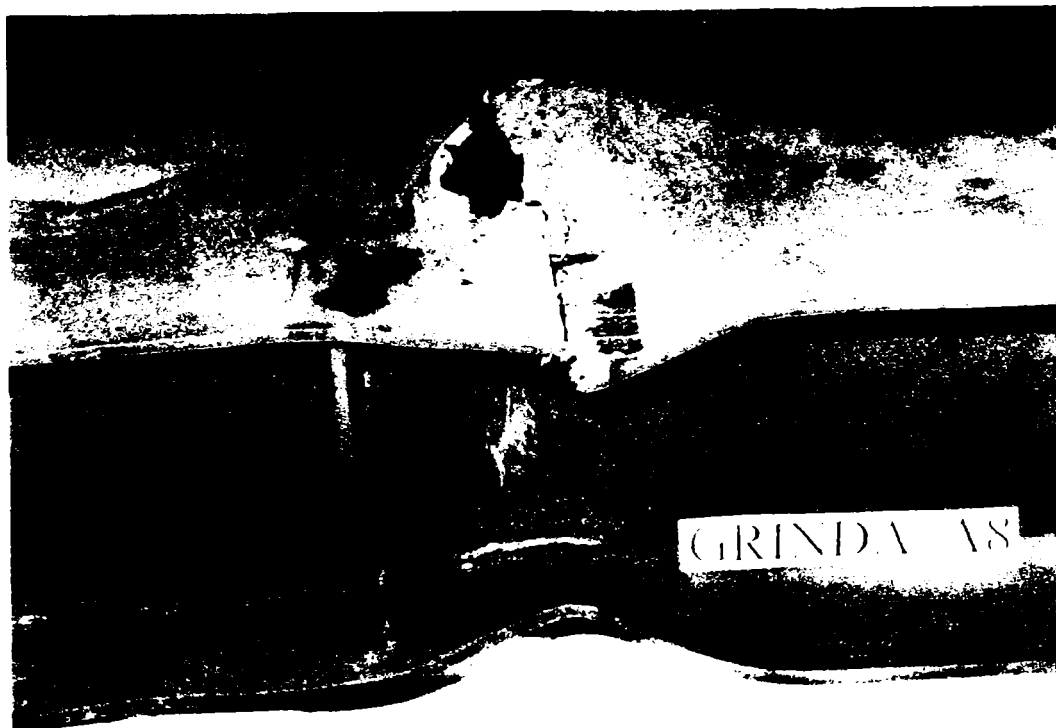
D 6c,d



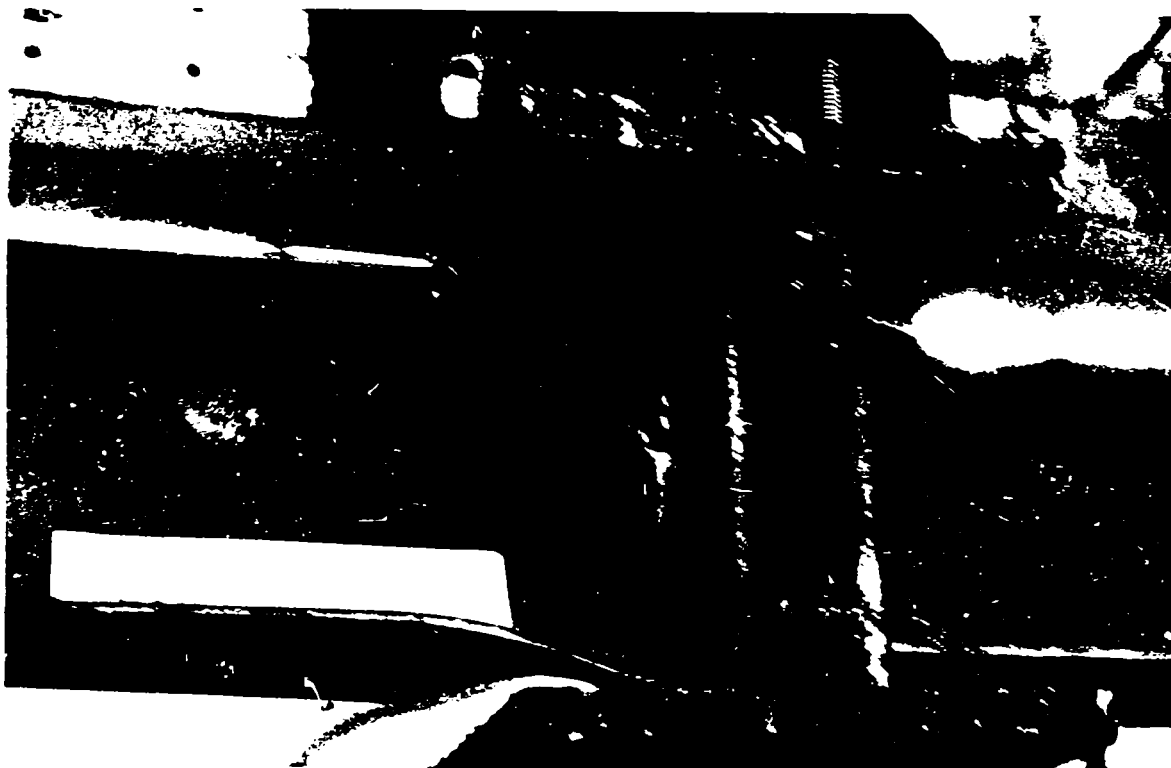
D 6e



D 7a



D 7b,c



D 7d,e



D 7f,g

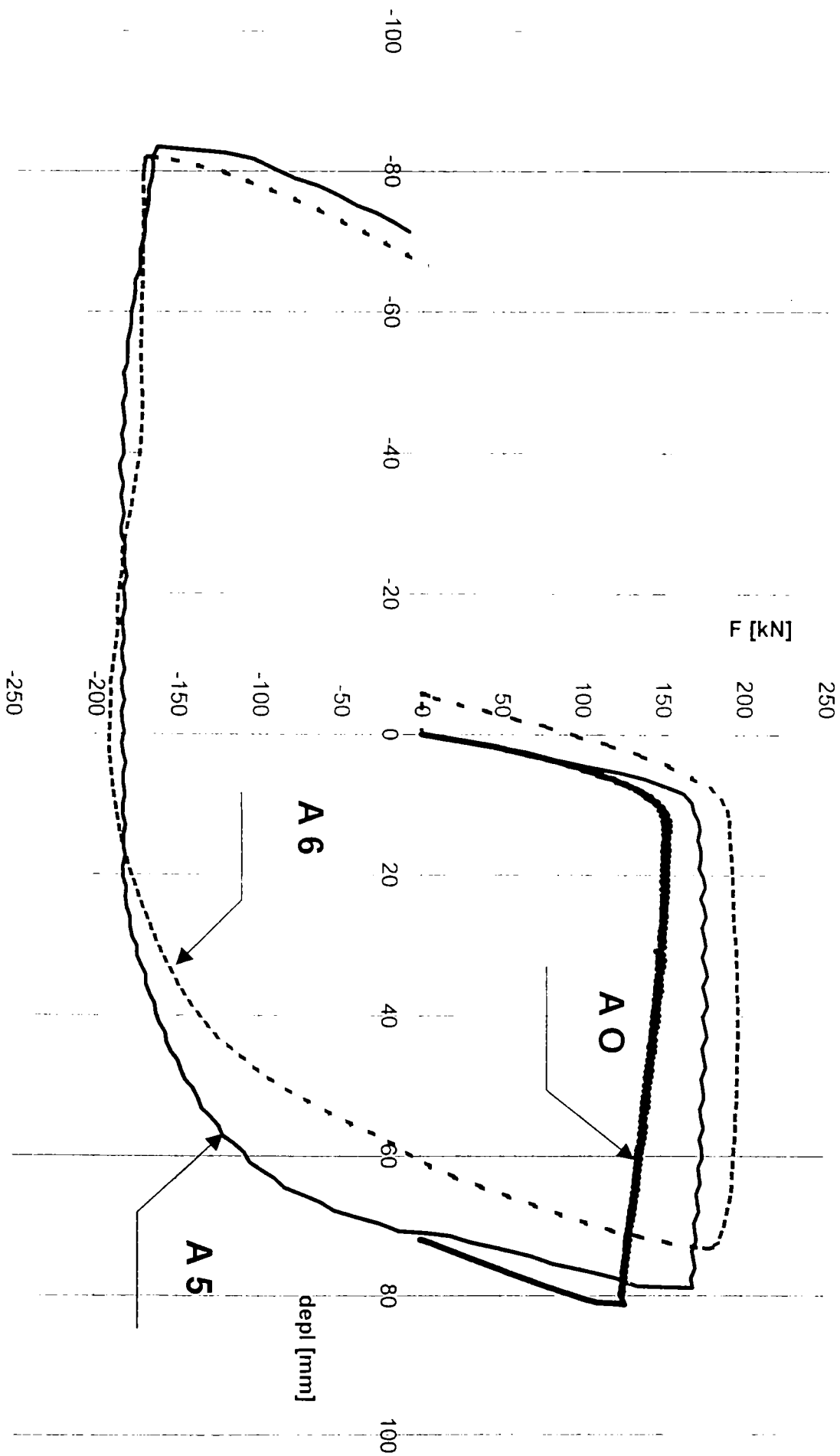


D 8a,b



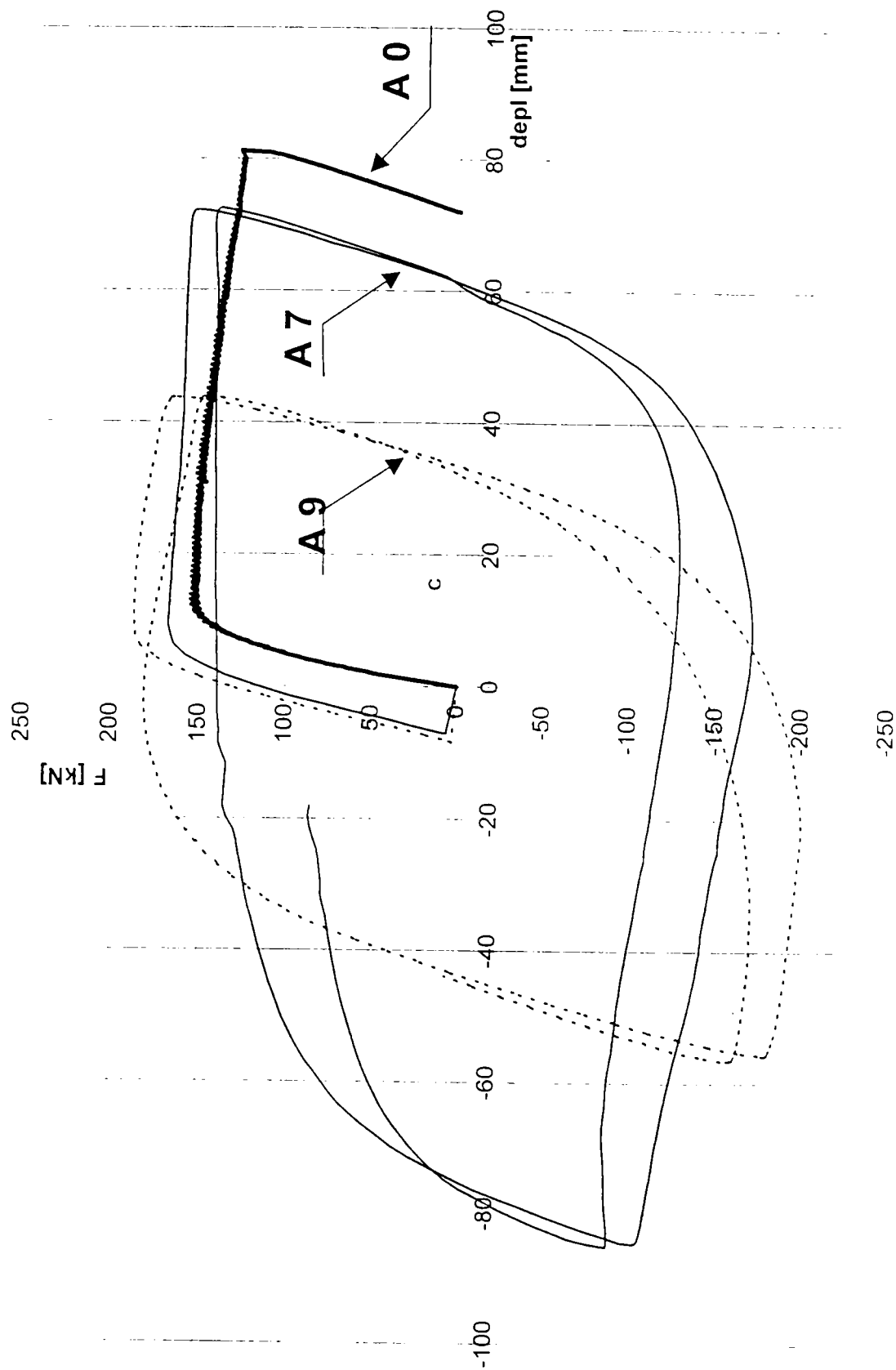
D 9a

COMPARATIE - 1 IMPULS

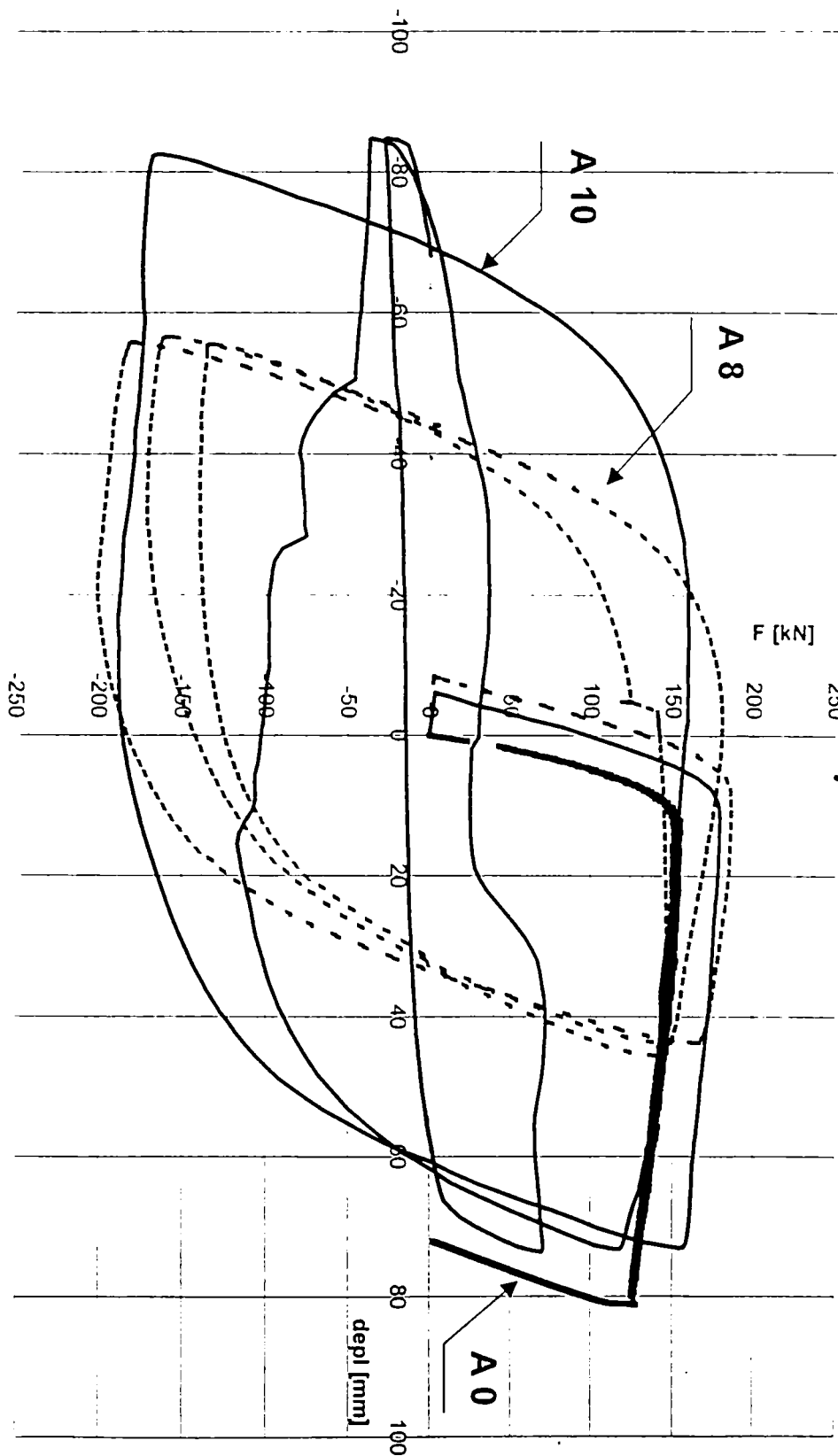




COMPARATIE 2 IMPULSURI



D 9c



COMPARATIE - 3 IMPULSURI

## ANEXA D

**CERTIFICAT DE CALITATE nr. 70409**  
 Gütezeugnis, Certificate of quality  
 Certificate de calitate; Сертификат качества

COMBINATUL SIDERURILOR "SIDEX" S.A. GALAȚI - ROMÂNIA

SECTIA... L.C.C. BENEFICIAR... PREȚON SA DRĂJOU

COM. BENEFICIAR... 7409 BENEFICIAR... PREȚON SA DRĂJOU

PRODUSUL... Tablo neagra - facute

NORMA (norm, norme, норма) 101-89 12012-80 13242 505/78 SA/93

ASPECT EXTERIOR... STAREA DE LIVRARE... 10-80-92

DATA... 10-80-92 AVIZ... 910904 VAGON... 910904

MARCAJ... 910904

LOT... 910904

DIMENSIUNI IN Abmessungen in Dimension in Dimensiu în	MM mm mm mm	BUC Stück Pièces Piese	SARJA Schmelze Heat Charge	CALITATEA Güte Grade Qualité	US		Dalu dresării Date skin Date Date	a	u	d	cc	180°	
					Nr. Rului Bund no. No. coil Nr. Rouleau	Nr. Rulou Bund no. No. coil Nr. Rouleau							
12 x 100 x 6000			939091	37-2K	23876	N	4042136	C					
2 x 100 x 6000			939017	37-1A	23876	N	4042136	C					
10 x 1220 x 6000			914042	44-2K	18798	N	4042136	C					
5 x 100 x 6000			26983	37-2K	24983	L	4042136	C					
5 x 100 x 6000			925848	37-2K	23876	L	4042136	C					
4 x 1000 x 6000			245514	37-2K	9932-1	L	4042136	C					

Tablo nu se va livra la export sau reexport în țările din Uniunea Europeană

ANALIZA CHIMICĂ  
Zusammensetzung, La composition, Composition, Compoziția

Lichid Produsul	SARJA Schmelze Heat Charge	C	Mn	Si	S	P	Al	As	Cr	Ni	Cu	V	N	Nb	x100 x100 x100		
															x100	x100	x100
	939091	12	52	2	23	15	70										
	939017	11	52	1	16	14	70										
	914042	15	85	23	10	17											
	26983	10	51	2	19	26											
	925848	9	47	2	17	12	13										
	245514	10	43	23	20	14											

COMBINATUL SIDERURILOR "SIDEX" S.A. GALAȚI  
 L.C.C.  
 CALITATE

D 2a,b

